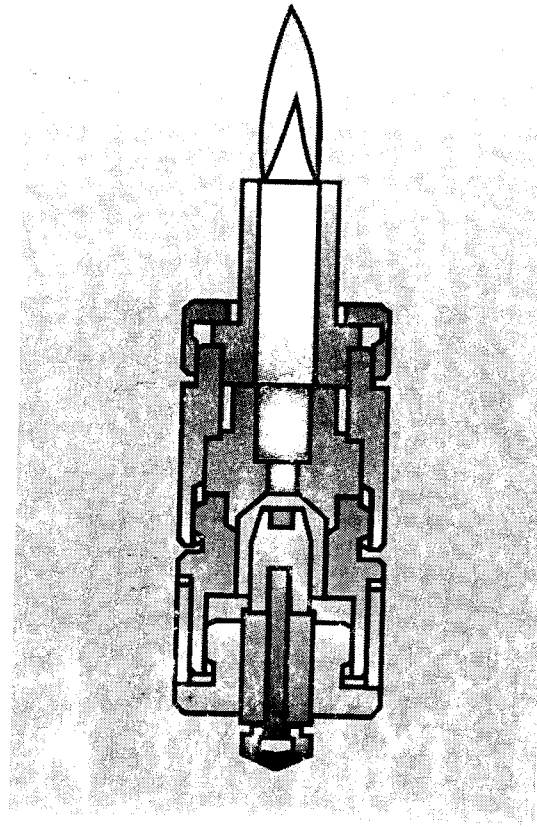


ПРОПАГАНДСКИЙ, СИСЕРУН

СВЯТЫХИВНИЧЕСКИЕ СИСЕРУН
СВЯТЫХИВНИЧЕСКИЕ СИСЕРУН



СВЯТЫХИВНИЧЕСКИЕ СИСЕРУН

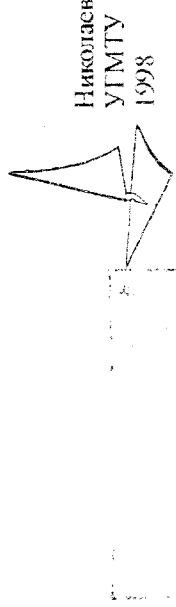
621.438

Р 69

Г.Ф. РОМАНОВСКИЙ, С.И. СЕРБИН

ПЛАЗМОХИМИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ СУДОВОЙ ЭНЕРГЕТИКИ

*Рекомендовано Ученым советом Украинского
государственного морского технического
университета в качестве монографии*



ЛБА 39.455
Р 69
УДК 621.438

Рецензенты: д-р техн. наук В. И. Романов,
д-р техн. наук, проф. С. С. Рыжков

Романовский Г. Ф., Сербин С. И.

Плазмохимические системы судовой энергетики. —
Николаев: УГМТУ, 1998. — 246 с., илл.

Монография посвящена проблеме интенсификации сжигания органических топлив в судовых энергетических установках с помощью плазмохимических систем. В ней обобщен универсальный метод расчета камер сгорания и топливных устройств судовой энергетики с учетом плазменного воздействия на характеристики рабочего процесса. Обобщен опыт разработки и исследования систем плазмохимической интенсификации горения жидких и газообразных топлив для газотурбинных двигателей, двигателей внутреннего сгорания и парогенераторов. Рассмотрены аспекты практического использования плазменных систем в судовой, транспортной и стационарной энергетике.

Для инженерно-технических работников, занимающихся проектированием, созданием и эксплуатацией судовых энергетических установок, а также для специалистов в области сжигания топлив.

ББК 39.455

ISBN 5-8748-064-6

© Г. Ф. Романовский,
С. И. Сербин, 1998 г.

ПРЕДИСЛОВИЕ

Задачи эффективного и экологически чистого использования энергоресурсов, рационального потребления дорогостоящих углеводородных топлив и горюче-смазочных материалов в полной мере относятся к судовым энергетическим установкам различного типа и назначения, повышение эффективности которых требует внедрения современных достижений науки и техники в практику проектирования, конструкторских работ и эксплуатации судов и кораблей морского и речного флота.

Важным направлением совершенствования судовых энергетических установок является улучшение характеристик камер сгорания и топливных устройств, которые в значительной степени определяют качество процессов организации процессов смешивания и сгорания, возможности систем топливоподготовки, топливозадачи и воспламенения. В условиях использования на морском и речном транспорте тяжелых и низкосортных видов топлив проблема повышения эффективности энергетических установок становится еще более актуальной и имеет важное народнохозяйственное значение.

Проведенные у нас в стране и за рубежом исследования судовых энергетических установок показывают, что наиболее перспективное направление повышения эффективности рабочего процесса в турбинных и дизельных агрегатах, а также в толках парогенераторов — использование технологий плазмохимического сжигания топлив.

В последние годы отдельные аспекты этого направления освещены в ряде научных работ. Однако широкому внедрению перспектив плазменного горения препятствует недостаточное комплексное понимание детальных механизмов физико-химических процессов при плазмохимических превращениях и практически полное отсутствие обобщения опыта исследований и промышленной эксплуатации плазмохимических систем в составе энергоустановок различных типов.

В Украинском государственном морском техническом университете на кафедре судового энергетического оборудования и турбоагрегатов и лаборатории "Подготовки и сжигания топлив" на протяжении ряда лет проводятся исследования эффективности камер сгорания и топливных устройств с системами плазмохимической интенсификации, результаты которых легли в основу настоящей работы.

В монографии с единых методических позиций рассмотрены воп-

решения теории проектирования плазмохимических систем судовой энергетики, определения их рациональных геометрических и режимных параметров; представлены обобщенные результаты теоретических и экспериментальных исследований основных элементов систем: плазмохимических реакторов, плазменно-топливных форсунок, плазменных воспламенителей, а также источников их электропитания; приведены рекомендации по практическому использованию плазмохимических систем в различных теплоэнергетических устройствах.

Разделы 1.1, 1.2, 3.2, 3.4, 4.1 написаны Г.Ф. Романовским, разделы 2.1-2.8, 3.1, 3.3, 3.5, 3.6, 4.2, 4.4, 5.2-5.4 - С.И. Сербинным, разделы 1.3, 1.4, 4.3, 4.5, 4.6, 5.1 - Г.Ф. Романовским и С.И. Сербинным.

ВВЕДЕНИЕ

НАХ	- вольт-амперная характеристика
НД	- вспомогательный двигатель
ЗМТ	- верхняя мертвая точка
ГПА	- газоперекачивающий агрегат
ГД	- главный двигатель
ГР	- гомогенный реактор
ГД	- газотурбинный двигатель
ГТУ	- газотурбинная установка
ДВС	- двигатель внутреннего сгорания
ДФТ	- двухфазное течение
ИП	- источник питания
КПД	- коэффициент полезного действия
КС	- камера сгорания
ЛОТ	- локально-однородное течение
ПР	- проточный реактор
ПВФ	- плазменно-топливно-воздушная форсунка
ПТФ	- плазменно-топливная форсунка
ПХР	- плазмохимический реактор
ПХО	- плазмохимический элемент
СВ	- система плазменного воспламенения
СПХИ	- система плазмохимической интенсификации
СУ	- судовая энергетическая установка
ТЗА	- турбоагрегат
ТУК	- теплоутилизующий контур

Глава 1. ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ СЖИГАНИЯ ТОПЛИВ В СУДОВЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВКАХ

1.1. Общая характеристика методов интенсификации горения топлив в СЭУ

Особенностью энергопотреблений в судовых энергетических установках является неполнота сжигания топлив в камерах сгорания двигателей, составляющая от десятых долей процента на номинальном режиме до десяти и более процентов на режимах частичных нагрузок. Необходимость использования в судовых установках все более тяжелых остаточных и низкокалорийных топлив приводит к значительному ухудшению качества их сжигания; неполнота сгорания даже на номинальном режиме становится весьма заметной. Следствия неполного сгорания топлив — нарастающее образование, коррозия и эрозия элементов сгорания топлив — вызывают дополнительные потери и соответствующее снижение КПД, надежности и ресурса установок. В этих условиях существование и возрастание токсичности выбрасываемых в атмосферу газов и загрязнение окружающей среды.

Решение сложных проблем, возникающих при сжигании тяжелых низкосортных горючих в топочных устройствах и камерах сгорания судовых энергетических установок, может быть обеспечено комплексным подходом к разработке новых, более эффективных устройств, систем и оборудования по подготовке и сжиганию топлив. В этой связи имеются значительные возможности совершенствования топочных устройств парогенераторов, камер сгорания ГТД и ДВС приобретают первостепенное значение и требуют анализа современных и перспективных методов интенсификации сжигания топлив. Классификационная схема методов интенсификации приведена на рис. 1.1.

Интенсивность процессов, протекающих в топках и камерах сгорания, определяется временем существования капель жидкого топлива, диссипации вихрей, задержки воспламенения и горения топлива, выгорания коксового остатка, кинетики образования оксидов азота. Характеристические времена существенно зависят от локальных температур, скоростей и турбулентности потока воздуха в зоне горения, состава смеси, свойств применяемого топ-

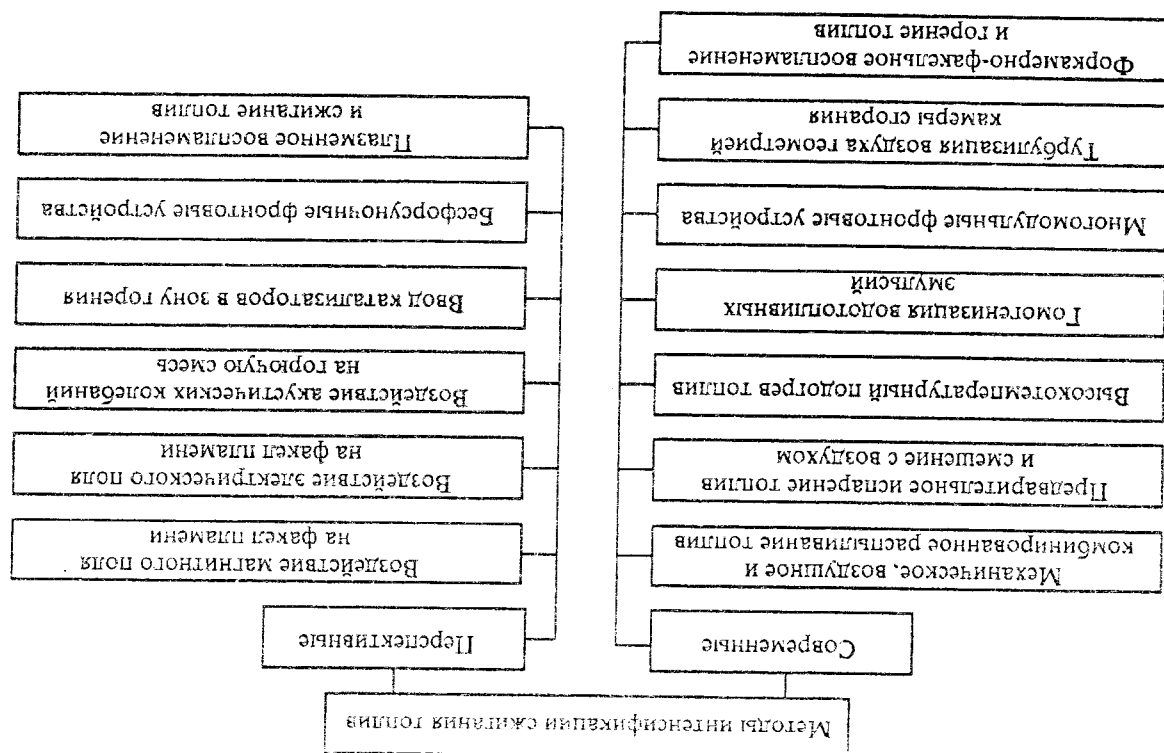


Рис. 1.1. Методы интенсификации сжигания топлив в СЭУ

лива, качества его распыливания. В этой связи методы интенсификации сжигания топлива направлены на снижение характеристик сжигания топлива или времени, наиболее длительных в данных условиях, и тем самым — на улучшение качества сгорания.

Эффективным методом повышения полноты сгорания топлива является улучшение качества его распыливания, особенно на режимах частичных нагрузок двигателей. Исходя из возможности обеспечения перемещения струи топлива относительно потока воздуха, выделяют следующие способы распыливания жидкости [28,39]: гидравлический, механический, пневматический, ультразвуковой, электрический, пульсационный и комбинированный. В камерах сгорания судовых двигателей и топочных устройств наиболее распространены механический, пневматический (воздушный и паровой) и воздушно-механический способы распыливания, так как остальные не обеспечивают регулирования расхода при заданном качестве дробления струи (гидравлический), имеют сложную конструкцию распыливающих устройств и малую производительность (ультразвуковой), нуждаются в громоздком и дорогостоящем оборудовании (электрический), практически мало изучены (пульсационный). Традиционные методы смешения, основанные на механическом распылиании, не позволяют достаточно полно решать задачи эффективной организации процесса сгорания. В этой связи, например, в высоконапряженных камерах сгорания судовых ГТД используются воздушно-механические способы распыливания, когда процесс распада топливной струи осуществляется за счет либо потенциальной энергии, сообщаемой топливной струе, и кинетической энергии распыляемого воздуха (высоконапорные топливозадушенные форсунки [16]), либо динамического напора потока воздуха, поступающего из диффузора во фронтальное устройство камеры (низконапорные, аэрационные форсунки [16,60], горелки вихревого типа [22], форсуночные фронтальные устройства [41,60]). На выходе из смешательных камер топливовоздушных форсунок [60] образуется высокоскоростной закрученный поток предварительно подготовленной топливовоздушной смеси, на который дополнительно можно воздействовать другими физико-химическими методами, улучшающими процесс сгорания.

Методы интенсификации горения жидких топлив, направленные на устранение гетерогенного горения капель, совмещают в себе принципы предварительного перемешивания и испарения [4,28,31,39,55,60]. Испарительные камеры сгорания широко применяются в авиационных и маломощных транспортных ГТД.

[30,60], могут использоваться также в судовых ГТД и ДВС, работающих на легких и тяжелых дистиллятных топливах. Испарение топлива в камерах ГТД осуществляется в трубчатых элементах, находящихся в зоне горения и продуваемых частью первичного воздуха; этим обеспечиваются предварительное смешение паров топлива с воздухом и первичное окисление углеводородов. Вместе с тем, полное предварительное испарение тяжелых остаточных топлив исключено ввиду их термического разложения, нагарообразования и закоксовывания подогреваемых элементов. Кроме того, такие камеры имеют сравнительно узкий диапазон устойчивой работы и в настоящее время требуют значительных конструктивных доработок.

Интенсификация процесса горения в камерах ГТД и топках котлоагрегатов может быть получена высокотемпературным подогревом топлива [4,28,39]. Проведенные испытания по сжиганию перегретого топлива показывают увеличение интенсивности горения при отсутствии кокеобразования на элементах камеры сгорания и значительное уменьшение выноса несгоревших твердых частиц. Однако заметные положительные результаты для моторного топлива ДТ были получены только при очень высокой (673 К) температуре в подогревателе. При таких температурах часть топлива испарялась в камере завихривания и сопле пневмомеханической форсунки и конус распыливания переходил в узкую струю паров. Для увеличения угла распыливания, согласованного с углом закрутки потока первичного воздуха, потребовались специальные рассекатели на выходе из сопла форсунки.

Перспективным для ГТД является метод интенсификации горения организацией микрофакельных фронтальных устройств [60]. Многогорелочное (многомодульное) фронтальное устройство, выполненное в виде ряда микрогорелок на перфорированном плоском днище, позволяет улучшить условия смешения и горения. Каждая микрогорелка — своего рода высокофорсированная камера сгорания с общим коэффициентом избытка воздуха около 1,2. В таких условиях применение центральных форсунок целесообразно из-за плохого качества распыливания малорасходных горелок. Семигорелочное фронтальное устройство установлено на ГТ-25-700 [60] способствует сокращению циркуляционных течений в камере и времени пребывания газов в зоне высоких температур, что уменьшает токсичность выхлопа; однако в результате гомогенизации смеси сужается зона устойчивости процесса сгорания на режимах частичных нагрузок двигателя.

Эффективным методом интенсификации горения в камерах ГТД служит дробление первичной зоны [60]. В этом случае каж-

дый модуль состоит из смесителя, завихрителя и стабилизатора, выполняя все функции модульной горелки. Высокая степень предварительного испарения и смешения в отдельных модулях и развита зона вторичного смешения вызывают интенсивное выгорание топлива и уменьшение протяженности зоны горения. Такого рода модульные камеры планируются для ряда двигателей фирм "Пратт и Уитни", "Дженерал Электрик" и "Роллс-Ройс" [3,60], однако на частичных нагрузках у них наблюдается уменьшение полноты сгорания, что обуславливает необходимость сложного и ступенчатого включения модулей. Даже при сжигании авиационных топлив фирмы столкнулись с многочисленными проблемами, в частности, по запуску модулей и ухудшению динамических характеристик.

Интенсификация горения может осуществляться в гомогенных камерах сгорания [31,60]. Процессы смесеобразования и испарения топлива происходят вне камер, поэтому в зону горения подается уже готовая, предварительно перемешанная смесь. Вместе с тем, в таких камерах возникают значительные трудности, вызванные плохой устойчивостью горения и неполнотой испарения на переменных режимах, возможностью самовоспламенения смеси и прорыва факела в зону предварительного перемешивания, ухудшением запуска и др.

Ускорения процессов смесеобразования и окисления топлива, а тем самым интенсификации горения можно достичь использованием гомогенизированных водотопливных эмульсий [14,60]. Быстрое испарение воды вызывает вторичное распыливание (микровзрыв) капель топлива. Аналогичные эффекты наблюдаются в результате непосредственной подачи воды в зону горения через фронтное устройство или форсунки. При этом, однако, снижается устойчивость процесса горения и в ряде случаев падает полнота сгорания, что связано с возрастающей нагрузкой на камеру при ее форсировании, уменьшением концентрации кислорода и снижением температуры поступающего воздуха. Проведенные испытания на установках ГТ-700-4 и ГТ-700-5 с впрыском воды [2] показали необходимость сложной водоподготовки, которая снижает экономическую эффективность метода и затрудняет его внедрение.

Высокая интенсивность процессов горения топлива в ДВС достигается использованием специальных систем смесеобразования. Так, реализация разделенных камер сгорания позволяет значительно уменьшить влияние свойств топлива на воспламенение и горение и создать на основе дизеля многотопливные двигатели [8,28]. Разнообразием форм и размеров камер сгорания ДВС добиваются

ся необходимого регулирования физических и химических превращений гетерогенной смеси и повышают полноту сжигания топлива.

Все перечисленные методы интенсификации сжигания в основном направлены на ускорение процессов испарения топлива и смесеобразования и приближают процесс горения к горению предварительно перемешанных газов. Резервом дальнейшего улучшения процесса сжигания топлива являются методы, основанные на физическом и физико-химическом воздействии и связанные с уменьшением времени воспламенения и сгорания в турбулентном потоке реагирующих газов.

Перспективным в этом плане представляется метод воздействия магнитного поля на горящий газовый факел [12]. Наложение магнитного поля на открытый факел уменьшает скорость потока, сокращает степень его разбавления окружающим воздухом и повышает температуру. Скорость сгорания бензина при наложении магнитного поля можно увеличить в 3...4 раза, а керосина или нефти — в 2...3 раза.

Интенсификация горения достигается также при воздействии на процесс горения акустических колебаний [60]. Ряд опытов проводился с предварительно перемешанными горючими смесями наложением на них акустического воздействия различной частоты и мощности. Нанулучшие результаты получены при резонансном акустическом воздействии частотой 350 Гц, при этом длина ламинарного факела уменьшилась в 2,5...3,0 раза.

Повышения интенсивности горения можно добиться применением различных катализаторов. Перспективными являются катализаторы в виде твердых тел с развитой активной поверхностью [60], изготовленные из платины, хрома, окислов кобальта, лантана, цезия, алюминия и др. Однако пока не решены проблемы сохранения их длительной активности в среде горючих продуктов сгорания, защиты от вибрационных и температурных нагрузок.

Возможности значительного снижения коэффициента избытка воздуха при сжигании тяжелых топлив в топках парогенераторов, уменьшения интенсивности низкотемпературной коррозии и самосеобразования могут быть реализованы при использовании принципа вибрационного горения.

Отметим, что перечисленные выше методы не вышли из стадии лабораторных, кроме того наблюдаемые эффекты достигаются в узком диапазоне определяющих параметров [28].

Представляет интерес метод интенсификации горения, заключающийся в наложении электрических полей на пламя и образующийся в нем или в окружающем воздухе электрических разрядов с

возбуждением при этом молекул и атомов вещества и ускорением протекания химических реакций [12,20,70]. Показано, что наложение продольного электрического поля может стабилизировать пламя при распадах, в 20 раз превышающих срывные для данной горелки, а возникающая ионизация воздуха интенсифицирует горение на 4...39 %. В схеме Карловича [29] для "усиления" пламени применен высоковольтный низкочастотный электрический разряд, пропускаемый через горячие высокотурбулентные продукты сгорания с присадками легкоионизируемых солей. Недостаток такой схемы — в зависимости существования разряда от пламени: при срыве факела разряд исчезает.

Перспективным является воздействие на основную горючую смесь активных в химическом отношении продуктов неполного сгорания углеводородов. Отметим, что эффект интенсификации процессов воспламенения и горения активными продуктами имеет достаточно общий характер [5-7,46]: он наблюдается в различных процессах горения, в том числе в ламинарном и турбулентных потоках, при атмосферном и пониженном давлении, с топочными смесями и распыленными жидкими топливами. В этой связи в практических системах горения целесообразно применять положительные явления, наблюдающиеся при форкамерно-факельной организации горения [13] и заключающиеся в использовании высокой химической активности продуктов неполного сгорания богатых горючих смесей. Высокая реакционная способность форкамерного факела приводит к уменьшению времени задержки воспламенения, увеличению скорости и полноты выгорания основного топлива, расширению пределов устойчивой работы основной горелки. Так, исследование самовоспламенения метана, н-бутана, изоктана и н-гептана в турбулентном потоке при атмосферном давлении и температурах 823...1423 К выявило, что в присутствии в продуктах неполного сгорания время задержки воспламенения этих газов сокращается более чем на порядок при одной и той же температуре, а в случае одинакового времени задержки наблюдается уменьшение температуры воспламенения почти в два раза.

Аналогичные опыты [26], проведенные с распыленными жидкими топливами — керосином и цетаном, показали, что эффект промотирования проявляется здесь так же как и при горении горючих смесей (при температуре более 473 К для керосина и 553 К для цетана, когда степень их испарения велика и механизм горения распыленного топлива становится гомогенно-диффузионным). В результате воздействия активных частиц кажушаяся энергия активации основной топливовоздушной смеси уменьшается, что

связано с уменьшением участия в суммарном химическом процессе реакций самозарождения, требующих больших энергий активации. Так, при увеличении начальной концентрации активных частиц кажушаяся энергия активации для метана и керосина уменьшилась почти в 4 раза [5,26].

Интенсификация горения может быть достигнута при использовании устройств с плазменными струями [29,38,41,42,93,100,105,106]. Наряду с ионизацией воздуха здесь достигается высокая степень стабилизации горения. В случае плазменного иницирования и стабилизации горения из-за особенностей, обусловленных высоким температурным уровнем процесса, можно ожидать еще более интенсивного воздействия теперь уже продуктов плазменных химических реакций на горение основной топливовоздушной смеси. При этом концентрация активных центров зависит от множества факторов, в том числе от времени и степени контакта топлива и плазмы, коэффициента избытка воздуха в зоне контакта, температуры воздушной плазмы, сорта топлива и др.

Расчеты кинетики высокотемпературного горения метана в плазменной воздушной струе [6] в предположении мгновенного смешивания потоков без потери полного давления и энтальпии позволили сделать вывод о сильной зависимости концентраций атомарного водорода от начальной температуры плазмы и времени пребывания топлива в плазмохимическом реакторе. Так, при температуре плазмы 3000 К максимальную концентрацию атомов водорода обеспечивают смеси с коэффициентом избытка воздуха $\alpha = 0,6...0,7$ при времени пребывания $5 \cdot 10^{-4}$ с, а в случае $\alpha = 0,1$ — при времени $8 \cdot 10^{-4}$ с.

В работе [29] представлено устройство (рис.1.2) для сжигания газообразного топлива, в котором предусмотрен подвод дополнительного инертного газа, уменьшающего химическое воздействие горючей смеси на вольфрамовый катод и предотвращающее возможность воспламенения ее внутри горелки. В реакторе при токе дуги 0,6 А, соответствующем мощности 350 Вт, эффективность горения пропано-воздушной смеси возросла на 200 %.

В работе [85] рассмотрен реактор (рис.1.3), в котором ограниченное количество электрической энергии используется для стабилизации горения топливовоздушной смеси, непосредственно контактирующей с электрической дугой. Недостатком его является отложение на стенках реакционной камеры продуктов термического разложения углеводородов и нарушение вследствие этого режимов стабилизации.

В устройствах (рис.1.4), исследованных в работе [81], обеспе-

чиваются различное взаимное перемещение потоков топливовоздушной смеси и плазмообразующего газа (аргона или азота) в зоне реакции и повышение стабильности пламени, особенно при использовании азота. В этом случае в плазменной струе под действием высоких температур возникает большое количество атомов азота, реагирующих с молекулярным кислородом. Образовавшийся в итоге атомарный кислород играет важную роль в процессе распространения пламени и способствует инициированию горения основной смеси.

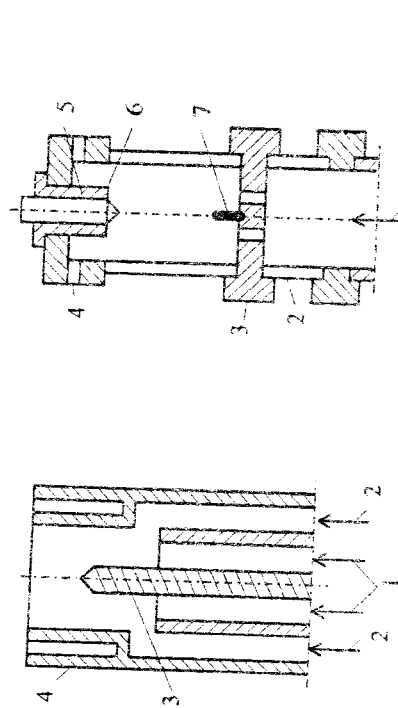


Рис. 1.2. Устройство для сжигания:

1 — инертный газ; 2 — горючая смесь; 3 — катод; 4 — анод; 5 — отверстие; 6 — катод; 7 — стержень.

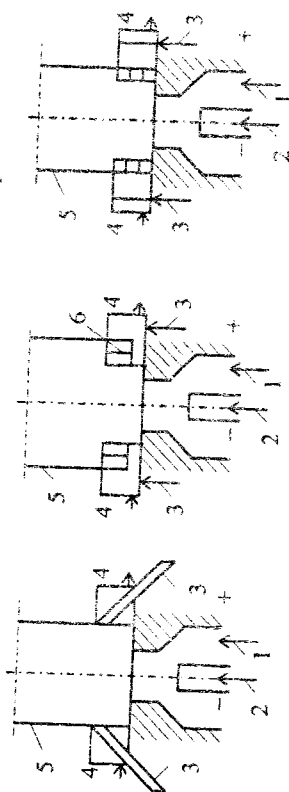


Рис. 1.4. Устройство для сжигания:

1 — инертный газ; 2 — аргон; 3 — топливовоздушная смесь; 4 — анод; 5 — пламенная труба; 6 — смеситель.

Экспериментальные исследования суммарного содержания активных частиц в факеле плазмохимического генератора (топливо — керосин) [65] позволили зарегистрировать их максимальную

концентрацию $1,2 \cdot 10^{17} \text{ см}^{-3}$, что на порядок и более превышает эмпирические значения. Такие величины получены при коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 0,4 \dots 0,7$, при этом показано, что концентрация активных частиц сильно зависит от времени пребывания смеси в реакторе. Концентрации оксида углерода и молекулярного кислорода по данным химического анализа составили 12,9, 13,81 и 15,0; 10,79 % для значений $\alpha = 0,1$ и 0,25 соответственно.

Исследования плазмохимических реакторов, проведенные на модельных камерах сгорания газовых турбин и паровых котлов [11, 44, 49, 51, 95], подтвердили высокую эффективность данного метода интенсификации горения. Применение такого реактора в составе модельной камеры сгорания котла позволило осуществить восстановление основного топлива до ее выхода на режим устойчивого горения. При этом надежный запуск во всем диапазоне эксплуатационных режимов осуществлялся при мощности теплоотдачи топливного факела не более 1,3 % от номинальной теплопроизводительности котла, что существенно ниже мощности котельных систем [45]. Исследования модельных газотурбинных камер [42, 98] показали, что плазмохимическим воздействием можно на низких режимах и режимах малых нагрузок повысить мощность сгорания топлива на 1,8...9,6 %.

Плазмохимическая интенсификация может быть осуществлена с помощью плазменных воспламенителей, плазмохимических реакторов, плазменно-топливных форсунок, плазмохимических модулей и горелок [30, 41, 44, 45, 50, 99]. Наиболее эффективным и универсальным плазмохимическим элементом является плазмохимический реактор — устройство, обеспечивающее ввод в зоны подтопки и горения высокорезакционных частиц, получаемых в ре-

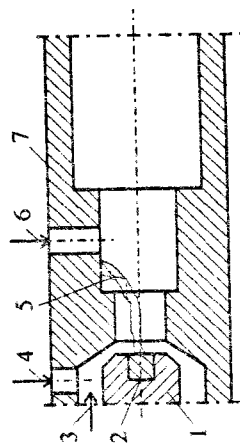


Рис. 1.5. Схема плазмохимического реактора:

1 — катод; 2 — вставка; 3 — защитный газ; 4 — воздух; 5 — дуга; 6 — топливо; 7 — анод

плазмохимические реакции, продукты которых, содержащиеся в ряду со стабильными высокоррадикальными компонентами H_2 , CO радикалы и другие химически активные частицы, с высокой скоростью вносятся в топочное устройство и инициируют горение основного топлива. Воздух, а в ряде случаев защитный газ подводится в электродуговую камеру плазменного генератора по каналам 4 и 3 [45].

Из-за незавершенности процессов смещения часть топлива не успевает полностью прореагировать в объеме плазмохимического реактора, поэтому с целью улучшения качества плазмохимической переработки топлива иногда более целесообразным оказывается применение генератора водородсодержащего газа [53, 98]. Благодаря увеличенному реакционному объему все топливо, подаваемое в ПХР, подвергается полному испарению, газификации и плазмохимическому пиролизу. Продукты переработки представляют собой водородсодержащий газ, состоящий в основном из H_2 , CO , CO_2 , паров воды и топлива.

В целом, на основании имеющихся данных можно отметить, что в результате плазмохимических реакций, происходящих при взаимодействии воздушной плазмы с углеводородным топливом, образуется высокоэнергетический плазменно-топливный факел, имеющий большие сверхравновесные количества активных в химическом отношении продуктов и высокую температуру; этот факел непосредственно и опосредованно (в процессе дожигания CO и H_2 до CO_2 и H_2O с выделением активных центров и тепла) способствует интенсификации процесса горения основной бедной топливовоздушной смеси, снижая ее энергию активации, повышая полноту и скорость выгорания топлива.

1.2. Плазмохимический метод совершенствования процессов сгорания в топочных устройствах судовой энергетики

Плазмохимические технологии находят широкое применение в различных отраслях науки и техники [17, 18, 25, 32, 34–37, 64, 66]. Основанные на использовании низкотемпературных плазменных струй они дают возможность реализовать малостадийные технологические процессы и осуществлять миниатюризацию аппаратуры.

Проведенный ранее анализ методов, устройств и возможностей интенсификации сжигания топлива позволяет выявить значительные преимущества плазмохимического метода [41, 42, 73, 82, 105, 106];

вместе с тем, использование в судовой энергетике низкотемпературной плазмы не исключает, а весомо дополняет существующие традиционные методы инициирования горения.

Плазменная интенсификация сжигания топлив в СЭУ реализуется в виде систем воспламенения горючих смесей и систем интенсификации их сжигания. При этом в зависимости от типа энергетической установки, ее назначения и вида используемого топлива основные элементы систем интенсификации – генераторы плазмы, электроды, сопла, форсунки (плазмотроны) и источники питания – должны отличаться соответствующими комплексами геометрических форм, параметров и характеристик, обеспечивающих максимальную эффективность.

Выделяя процесс воспламенения топлив как особый этап общего процесса сжигания топлив, представляется целесообразным рассмотреть особенности и качества плазменного метода воспламенения в сравнении с существующими. Воспламенение топлива, происходящее при определенном составе, температуре, давлении, однородности горючей смеси, скорости ее движения и турбулентности, осуществляется в судовых установках от различных систем и источников энергии.

В большинстве установок внешних источником энергии является воздух высокого давления, обеспечивающий при сжатии достаточную степень сжатия смеси для ее самовоспламенения. Однако ряд двигателей внутреннего сгорания, работающих на бедных смесях и низкосортных топливах, использует вынужденное воспламенение от электрической искры в качестве внешнего источника в предкамере с обогащенной вспомогательной смесью.

В паро- и газотурбинных установках, где осуществляется вынужденное воспламенение горючих смесей, высокотемпературным источником энергии могут служить электрической разряд, нагретое тело и др.; качества и возможности такого рода источников оказываются не всегда достаточно высокими для обеспечения надежного воспламенения смеси и своевременного запуска установки. Это особенно заметно в условиях низких температур воздуха и использования остаточных жидких топлив. Применяемые в настоящее время системы воспламенения смесей – искровые, накаливаемые – характеризуются различной энергией разрядов, мощностью, массогабаритными и ресурсными показателями.

Наиболее распространены такие искровые системы, как емкостные, индуктивные, конденсаторные, комбинированные. В этом случае используются непосредственное воспламенение основной

горючей смеси электрическим разрядом и воспламенение с помощью огневого факела, создаваемого пусковым топливом и воспламенителем. Предпочтительней окисляется индуктивная система воспламенения, которая имеет высокую суммарную энергию разрядов в секунду и удельную мощность, но сравнительно с емкостью или конденсаторной.

Анализируя качества накальной системы воспламенения, можно отметить ее определенные достоинства: высокую удельную мощность, небольшую потребляемую нагревательными элементами энергию, отсутствие высокого напряжения, возможность контроля состояния свечей и др. Вместе с тем, трудности создания нагревательных элементов для работы в зоне высоких температур высокая тепловая инерционность системы не позволяют считать ее перспективной или предпочтительной в сравнении с факельно-искровой системой.

Опыт эксплуатации энергетических установок различного типа и целевого назначения с искровыми или факельно-искровыми системами показывает недостаточную надежность и долговечность этих систем, отсутствие требуемого резерва мощности и энергии разрядов, зависимость энергии воспламенения от геометрии и материала свечей зажигания и т.д. Характерным примером в этом отношении является газотурбинный двигатель, где на фоне высокой скорости движения потока и интенсивного отвода тепла от начального очага горения низкая температура горючей смеси и значительные коэффициенты избытка воздуха приводят к периодическим незапускам установок. Имеющиеся отказы при запуске газоперекачивающих агрегатов связаны как с узким концентрационным диапазоном воспламенения смеси природного газа с воздухом, так и с малым объемом смеси, охватываемым электроническим разрядом. Эксплуатационная надежность запуска двигателей, оцениваемая в 95 % [3], становится еще ниже с переводом установок на моторное топливо или мазут: увеличение вязкости, зольности, а также ухудшение качества распыливания и сопутствующие этому явления затрудняют поджиг смеси и требуют значительного повышения объема и мощности электронического разряда.

Аналогичная ситуация возникает при переводе топок парогенераторов на более тяжелые сорта жидких топлив или с жидкого на твердое, в частности пылеугольное, низкокалорийное топливо.

Имеющиеся данные [6, 41, 43, 99] свидетельствуют о значительных возможностях метода плазменного воспламенения по созда-

нию зоны высоких температур, мощности разряда, расширению границ устойчивого поджига горючих смесей различной концентрации и физико-химических свойств. Помимо теплового воздействия на топливозодушную смесь плазменный факел ускоряет реакции окисления за счет возникновения активных центров — заряженных молекул, атомов, радикалов, ионов. Использование плазменного воспламенения для поджига пылеугольного топлива в топке парогенератора на одной из электростанций США позволило уменьшить мощность факела в 6...7 раз [69].

Разработка и опытная проверка систем плазмохимического зажигания для двигателей летательных аппаратов [91] показали их высокие качества и перспективные возможности. Вместе с тем, выход к созданию систем, функционирующих на легких топливах, неприемлем для судовой практики, так как их работа на остальных топливах вызывает интенсивное коксование внутренних поверхностей плазматрона и потерю работоспособности.

В целом, оценивая результаты исследований и разработок систем плазменного воспламенения, следует отметить определенные трудности и пробелы внедрения их в судовые энергетические установки: отсутствие в промышленности плазматронов, имеющих необходимый ресурс и работающих в зоне высоких температур и давлений; необходимость разработки специальных источников питания плазматронов; обеспечение высокой эксплуатационной надежности элементов системы.

Сжигание топлива по методу плазмохимической интенсификации происходит при участии плазматрона (или плазмохимического реактора), конструктивно размещаемого вблизи топливораспыляющего устройства или совмещенного с ним.

Сжигание топлива в камерах ГТУ с помощью плазменного факела существенно повышает полноту сгорания, особенно при использовании остаточных жидких топлив и работе двигателей на режимах частичных нагрузок, улучшает характер температурного поля за камерой сгорания, уменьшает эмиссию оксида углерода и снижает дымление. Немаловажным является и факт повышения надежности горения бедных смесей за счет стабилизирующего действия плазменной струи.

Реализация метода плазменной интенсификации горения в топках современных парогенераторов улучшает передачу тепла от пламени к поверхности нагрева за счет излучения плазменного факела; вместе с тем, наличие активных центров, образующихся в плазменно-топливной струе, значительно ускоряет реакции горения и позволяет снизить коэффициент избытка воздуха в парогенераторе.

наторе от $\alpha = 1,03 \dots 1,08$ вплоть до стехиометрического. Высокая температура плазменной струи в сочетании с минимальным избытком воздуха обеспечивает снижение потерь от химической неполноты сгорания и потерь тепла с уходящими газами. Одновременно уменьшается низко- и высокотемпературная коррозия элементов парогенератора.

Сжигание бедных смесей и горючих низкого качества в ДВС, реализуемое с помощью принудительного воспламенения обогащенной смеси в предкамере, в полной мере удается осуществить при использовании плазменного зажигания богатой смеси вместо искрового; благодаря более мощному активизирующему действию плазменной струи на топливо оказывается возможным надежно поджечь смесь с коэффициентами избытка воздуха 0,2 и ниже и получить факел сверхвысоких концентраций активных центров и продуктов неполного сгорания, подаваемых в основную камеру сгорания и воспламеняющих бедную смесь при $\alpha = 2$ и более. Экономичность двигателя резко возрастает, особенно на режимах частичных нагрузок.

Наряду с большими возможностями метода плазменного иницирования горения топлива такое качество плазмы, как высокий уровень температуры струи (от двух-трех до пяти тысяч градусов и более) вызывает и нежелательное явление — диссоциацию продуктов сгорания с неполным при этом выделением тепла. Вместе с этим происходит и более интенсивное образование оксидов азота в высокотемпературной части факела. Учитывая, что объем этой части весьма мал (доли процента от общего объема зоны горения), можем считать отрицательные эффекты воздействия плазмы на топливо незначительными по сравнению с положительными явлениями. Этот тезис подтверждается суммарными характеристиками наших экспериментов на парогенераторах, камерах сгорания ГТУ и данными испытаний газотурбинных двигателей различного целевого назначения, работающих на жидких и газообразных топливах.

1.3. Перспективные схемы использования плазмохимического метода

Способность плазменных струй существенным образом повышать полноту сгорания топлива в различных топочных устройствах, в том числе и работающих на обедненных горючих смесях, форсировать теплонапряженность камер сгорания и улучшать пусковые

характеристики приводит к ряду новых перспективных возможностей использования их в судовых энергетических установках.

В настоящее время вопросы плазмохимической технологии достаточно полно изучены применительно к процессам иницирования воспламенения и стабилизации горения топлив в основных камерах сгорания [41, 42, 49]. Анализ возможностей плазмохимического метода сжигания топлив показывает, что область его практического использования в судовой энергетике может быть существенно расширена.

На схеме энергетической установки (рис. 1.6), содержащей в своем составе главный и вспомогательный двигатели, а также генерирующий контур, показано, что устройства для осуществления плазмохимического воздействия могут применяться не только в качестве элемента камер сгорания и топочных устройств, но и для интенсификации ряда процессов, включающих подвод тепла к рабочему телу и отдельным элементам СЭУ. В систематиче-

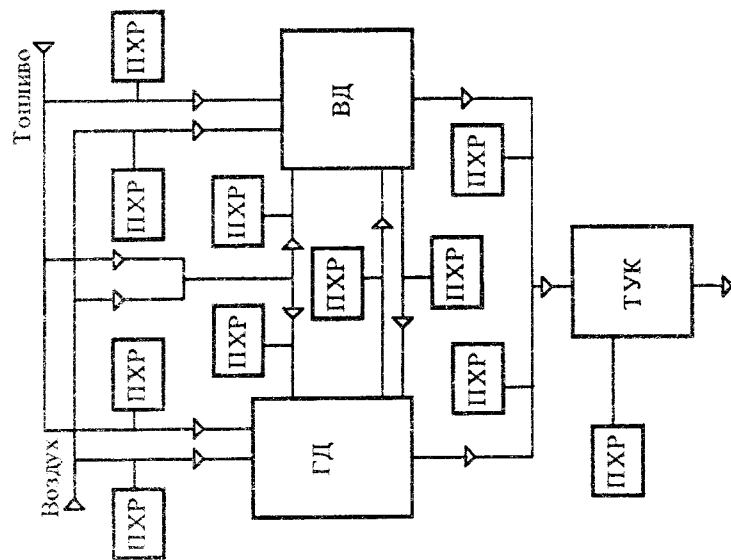


Рис. 1.6. Схема оснащения энергетической установки ПХР

зированном виде схема возможных областей применения плазмохимического метода интенсификации представлена на рис. 1.7, где выделены четыре основные группы: улучшение пусковых характеристик СЭУ; улучшение подготовки горючих смесей; повышение эффективности сжигания топлива; воздействие на продукт сгорания топлива.

Перед рассмотрением характеристик основных направлений метода отметим, что все они могут быть реализованы с помощью близких по параметрам плазмохимических систем, состоящих из плазмохимических элементов, оказывающих непосредственное или косвенное интенсифицирующее воздействие на основные процессы подготовки и сжигания горючих смесей, и источников снабжения их электроэнергией со специальными внешними характеристиками. Показем некоторые возможности каждого направления.

1. Улучшение пусковых характеристик СЭУ может достигаться повышением эффективности воспламенения и стабилизации горения топлива; подогревом компонентов рабочего тела; пусковым прогревом элементов СЭУ.

Чтобы обеспечить высокоэффективное воспламенение и стабилизацию горения, плазмохимические элементы (рис. 1.8, а, б и з) необходимо расположить в камере сгорания так, чтобы струя плазмохимических продуктов воздействия попала на зону горения основного топлива. При этом, если СЭУ дополнительно оборудована другими плазменными устройствами вне основной зоны горения и в их работе при запуске установки нет необходимости, то все они могут иметь один блок электропитания, к которому периодически подключаются на разных этапах работы СЭУ. Плазмохимическое воспламенение и стабилизация горения могут быть рекомендованы для всех типов СЭУ: дизельных, газо- и паротурбинных и комбинированных.

Тепло, выделяющееся при плазмохимических превращениях, может эффективно служить для подогрева компонентов рабочего тела: воздуха и топлива. Возможные схемы СЭУ с подогревом компонентов рабочего тела представлены на рис. 1.8, а, б и з. Для подогрева целесообразны устройства, представляющие собой блоки обогащения топлива, модули обогащения воздуха продуктами ПХР, генераторы водородосодержащего газа и др.

Для предельного прогрева элементов СЭУ, например топливных и масляных расходных баков, корпусов турбин, поддонов картеров ДВС (см. рис. 1.8, б), тоночных устройств котлов, также возможно применение ПХР.

2. Улучшение подготовки горючих плазмохимической технологией может осуществляться за счет обогащения воздуха плаз-

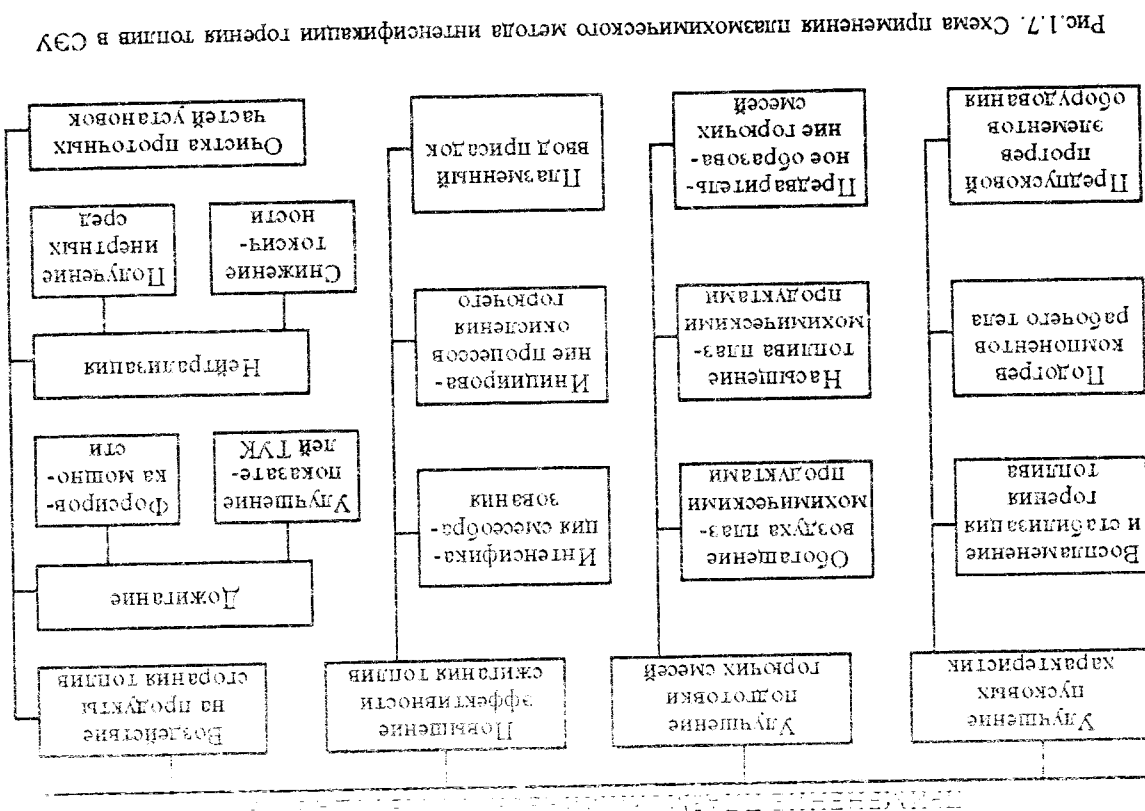


Рис. 1.7. Схема применения плазмохимического метода интенсификации горения топлива в СЭУ

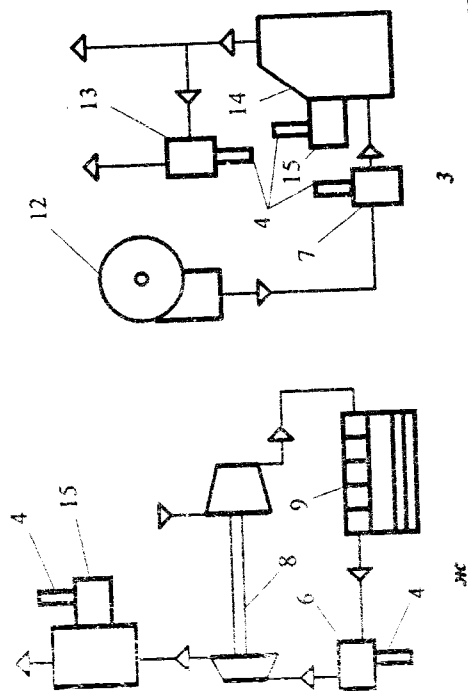
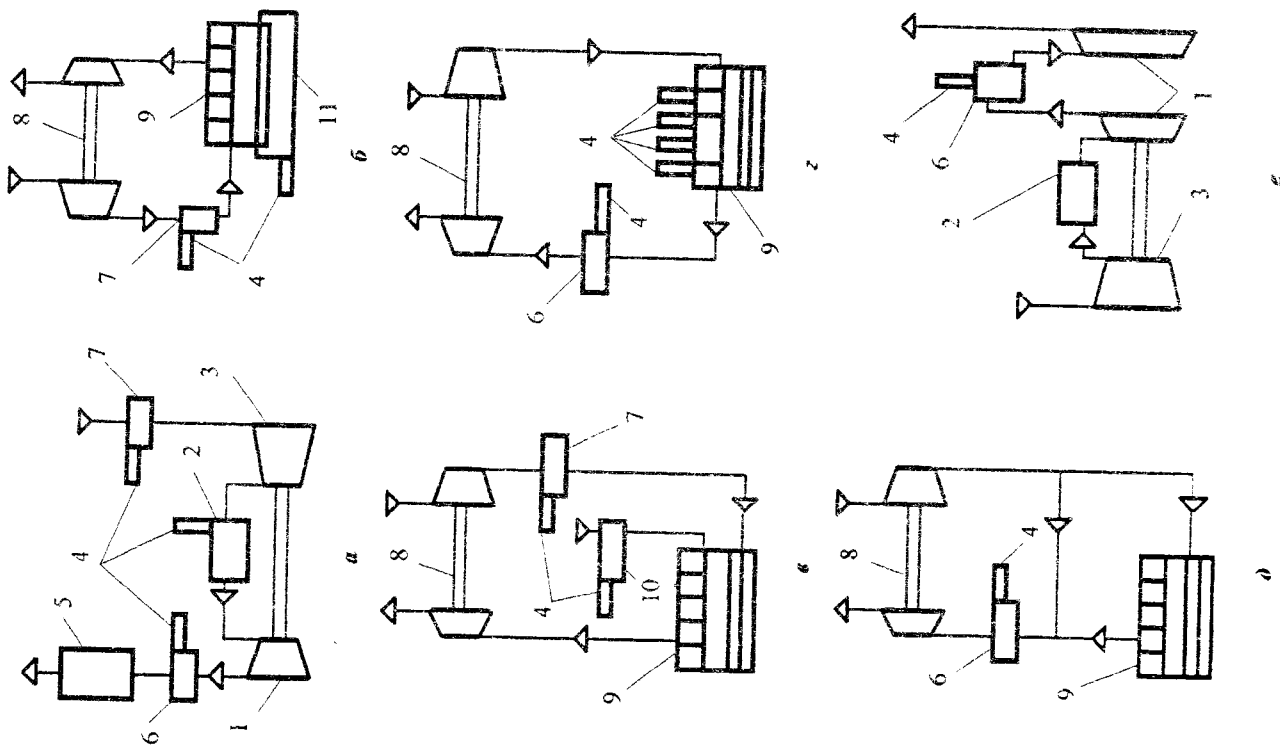


Рис. 1.8. Принципиальные схемы судовых энергетических установок с плазмохимическими элементами:

1 — турбина; 2 — КО; 3 — компрессор; 4 — ПХЭ; 5 — котел-утилизатор; 6 — камера подогрева газа; 7 — блок обогащения воздуха продуктами ПХЭ; 8 — ТНА; 9 — ДВС; 10 — блок насыщения топлива продуктами ПХЭ; 11 — устройство подогрева элементов; 12 — вентилятор; 13 — генератор инертных газов; 14 — паровой котел; 15 — устройство очистки проточной части установки

а) — химическими продуктами; насыщения топлива продуктами плазмохимических превращений; предварительного образования горючих смесей.

б) — обогащение воздуха плазмохимическими продуктами происходит в специальных блоках, расположенных перед приемным патрубокком установки (см. рис.1.8,а) или перед камерой сгорания непосредственно (см. рис.1.8,б,в). Источниками высокореакционных веществ в блоках являются плазмохимические реакторы или генераторы водородсодержащего газа. ПХР целесообразно применять в том случае, если существует необходимость в подогреве воздуха, поступающего в установку, например, на пусковых режимах, отрицательных температурах окружающей среды. В газотурбинных и котельных установках обогащению плазмохимическими продуктами может подвергаться только первичный воздух, участвующий в формировании факела пламени; в ДВС целесообразно осуществлять периодическое обогащение воздуха с целью сокращения потерь плазмохимических продуктов при продувках цилиндров.

Насыщение топлива плазмохимическими продуктами позволяет увеличить концентрацию водорода в топливе и повысить его

реакционную способность, что особенно важно для тяжелых окислительных топлив с малым содержанием водорода. Ввод газа в топливную камеру может быть обеспечен преобладающее влияние газа "разрывают" топливо еще до истечения в область пониженных давлений, и приводит к снижению его эффективной вязкости, что повышает качество распыливания и смесеобразования. Насыщение топлива может производиться в специальных модулях продуктами ПХР (см. рис. 1.8,б) или генератора водородосодержащего газа.

Весьма перспективным направлением является предварительное образование горючих смесей путем плазмохимической обработки. Сущность метода заключается в том, что при контакте плазменной струей топливо нагревается, испаряется и подвергается плазмохимической конверсии, в результате чего в зону горения поступает гомогенная смесь, содержащая достаточное для интенсивного горения количество высокорективных плазмохимических продуктов. Такая подготовка смеси целесообразна для любых типов двигателей и может осуществляться в устройствах аналогичных блокам обогащения воздуха (см. рис. 1.8,а,б и в), или в специальных устройствах, встроенных в камеру сгорания.

3. Эффективность сжигания углеводородных топлив может быть повышена интенсификацией процессов смесеобразования, инициированием процессов окисления горючего, плазменным вводом присадок.

Во всех случаях предполагается установка плазмохимических элементов непосредственно в основных (см. рис. 1.8,а,г) и дополнительных камерах сгорания (см. рис. 1.8,а,д-ж). При этом интенсификация процессов смесеобразования достигается благодаря высокой температуре и скорости истечения плазменной струи, предварительному смешению компонентов еще в проточной части элемента, высокой турбулентности потока плазмохимических продуктов. Высококачественному смесеобразованию благоприятствует также возможность значительного обеднения смеси в зоне горения по сравнению с традиционными технологиями смесеобразования, так как при плазмохимическом инициировании скорость горения обедненной смеси практически не уменьшается. Использование плазмохимических элементов возможно и для интенсификации процессов распыливания топлива, качество которых за счет большого запаса кинетической энергии плазменной струи выше, чем при пневматическом или паровом.

Инициирование процессов окисления горючего обеспечивается в результате тепловых, химических и газодинамического воздействия плазменных потоков на процессы горения. Специальным

проникновением плазмохимических элементов в зависимости от температуры стадии процессов горения основного топлива в окислительной камере может быть обеспечено преобладающее влияние газовой составляющей плазмохимического воздействия.

Эффективность процесса сжигания может быть повышена путем плазменного ввода присадок, оказывающих каталитическое и противокоррозионное воздействие на примеси, содержащиеся в топливе. Особенно эффективен этот способ при использовании топлива, образующих при сжигании коксовые частицы, так как плазменные струи могут быть приданы свойства, обеспечивающие воздействие не только на примеси, но и на процессы образования и горения коксовых частиц. Более высокая эффективность плазменного метода по сравнению с другими обеспечивается благодаря вводу присадок в активированном плазменном состоянии. Такой ввод присадок может сочетаться с интенсификацией смесеобразования и инициированием окисления, причем все процессы осуществляются одновременно с помощью одного плазмохимического элемента.

1. Перспективы применения в судовой энергетике имеет плазмохимическое воздействие на продукты сгорания для осуществления дожигания продуктов неполного сгорания и дополнительного топлива; нейтрализации вредных компонентов продуктов сгорания; очистки проточных частей установок от нагара.

Дожижение продуктов неполного сгорания и дополнительно топлива позволяет улучшить показатели теплоутилизующих контуров судовых установок и форсировать мощность установок. Применение плазмохимической интенсификации обеспечивает улучшение показателей ТУК в результате того, что дожигание продуктов неполного сгорания, образующихся в основных камерах сгорания, способствует уменьшению саже- и нагароотложений в проточных частях котлов-утилизаторов, а значит, повышению их экономичности. Кроме того, это уменьшает нагарообразование на элементах системы газовойхлопа ДВС, что приводит к оптимизации уменьшению сопротивления выхлопного тракта и к повышению мощности двигателя.

Дожижение дополнительного топлива, подаваемого в ПХЭ преимущественно на режимах малых мощностей СЭУ, когда температура выхлопных газов ниже расчетной, позволяет также рационально использовать мощность теплоутилизующего контура на всех режимах работы энергоустановки. Типичная схема такой установки представлена на рис. 1.8,а, а схема, в которой дожижение используется и для форсировки турбонаддува ДВС, — на рис. 1.8,ж.

Форсировка мощности основана на том, что плазмохимическая технология даст возможность организовать независимо друг от друга факторы полного сжигания топлива при разных коэффициентах избытка воздуха, а подогрев рабочего тела может быть организован практически в любом месте СЭУ: перед турбокомпрессором ДВС (см. рис. 1.8, г, д и ж), котлом-утилизатором (см. рис. 1.8, а) или между турбинами ГТУ (см. рис. 1.8, б). По сравнению с другими способами форсировки мощности за счет сжигания дополнительного топлива плазмохимический метод обеспечивает качественное сгорание этого топлива независимо от режима работы установки, что позволяет применять в качестве дополнительного топлива того же состава, что и основное (обычно низкосортное и остаточное).

Плазмохимическая нейтрализация вредных компонентов продуктов сгорания может быть использована для снижения токсичности продуктов сгорания топлива и получения инертных сред.

Снижение токсичности продуктов сгорания в результате дожигания коксовых частиц, сажи, газообразных и жидких углеводородов, содержащихся в продуктах сгорания энергетических установок, достигается плазмохимической технологией. Для этого могут применяться специальные камеры нейтрализации или устройства подогрева газов (см. рис. 1.8, а, г, ж).

Благодаря высокой химической активности и способности к интенсивному смесеобразованию продукты плазмохимических элементов могут быть использованы также для дожигания кислорода, содержащегося в выхлопных газах, с целью получения инертных сред для заполнения танкерных емкостей и других технологических судовых нужд. Схема установки с генератором инертных газов, представляющим собой специализированную камеру дожигания с плазмотроном, представлена на рис. 1.8, ж.

Очистка проточных частей установок от нагара по плазмохимической технологии представляет собой перспективное средство повышения эффективности эксплуатации оборудования, работающего на тяжелых сортах топлив [56]. Возможности этого способа основаны на том, что плазмохимические элементы обладают способностью работать в различных режимах, генерируя продукты с широкой гаммой физико-химических свойств. Варьируя параметрами ПХЭ, в объеме проточной части, подлежащей очистке, можно организовать периодическое (взрывное) горение различной частоты и интенсивности, причем горючей смеси можно придавать ярко выраженные как гетерогенные, так и гомогенные свойства. За счет изменения параметров ПХЭ обеспечивается об-

разностативное и локальное воздействия на поверхности, по-лучающее нагаром. Для очистки могут использоваться специализированные устройства (см. рис. 1.8, ж, з) или плазмохимические электроды, предназначенные, например, для подогрева рабочих компонентов.

Применение плазмохимических элементов позволяет не только интенсифицировать процессы в различных элементах СЭУ, но и реализовать возможности создания установок с более совершенными радиационным циклом, улучшенными массогабаритными и эксплуатационными показателями.

1. Сравнительное подхода к моделированию процессов плазмохимической интенсификации

Процессы горения широко используются в различных технических устройствах, однако математические методы их расчета, основанные на оценке влияния тех или иных факторов на распределение интересующих параметров в объеме камеры сгорания, являются сравнительно недавно, с развитием вычислительной техники. Традиционные эмпирические методы расчета топочных процессов в судовых энергетиках связаны с большой затратой времени и становятся все более дорогостоящими. Поэтому для инженерных расчетов целесообразно использовать математические методы, легко приспособляемые к различным условиям работы топочных устройств в том числе с плазмохимическими системами. Даже в случае недостаточной точности таких расчетов, связанной с турбулентным характером течения реагирующих газов, а следовательно, с пространственной неоднородностью состава реагирующей смеси и неравномерностью полей скоростей и температур, они могут оказаться полезными при выборе метода оптимальной организации процесса горения и позволят снизить время и стоимость топочных работ.

В настоящее время расчеты топочных устройств выполняют с помощью корреляций экспериментальных данных или простых математических моделей. Однако даже те модели, которые называются математическими, в действительности часто являются тщательно откорректированными обобщениями эксперимента, поэтому их нельзя применять для расчетов камер сгорания, значительно отличающихся от прототипов. Например, недостаточно точно является метод расчета размеров камеры по средней величине предвосприимчивости объема [33, 39, 55], не учитывающий физи-

ко-химические условия на входе, состава смеси, характеристики турбулентности потока.

К достоинствам математических моделей относятся то, что с их помощью используются основные принципы физики и применимы для расчетов характеристик и параметров в достаточно широком диапазоне режимов течения и геометрии каналов. Их недостаток — при численном моделировании качественно некорректный характер получаемых результатов, который, впрочем, может быть устранен идентификацией по данным экспериментов [1, 48, 71, 74, 75].

Математические модели камер сгорания можно разделить на модульные и континуальные [31]. В модульных моделях камер разбивается на модули (участки, зоны), в которых рассчитываются наиболее характерные для них процессы. Многие математические модели камер сгорания являются модульными.

Многие модульные модели представляют различные комбинации последовательно и параллельно расположенных реакторов различных типов. Модель [78] в представлении одномерного потока рассматривает комбинацию гомогенных реакторов R_1, R_2, V_{sz} (рис. 1.9). Объемы реакторов выбираются такими, чтобы полученные результаты соответствовали распределению температуры и концентраций NO , CO в жаровой трубе камеры сгорания газотурбинного двигателя J33 фирмы "Аллисон". Представление турбулентного диффузионного факела с зоной рециркуляции в виде двух параллельных реакторов обусловило полное представление выходов параметров.

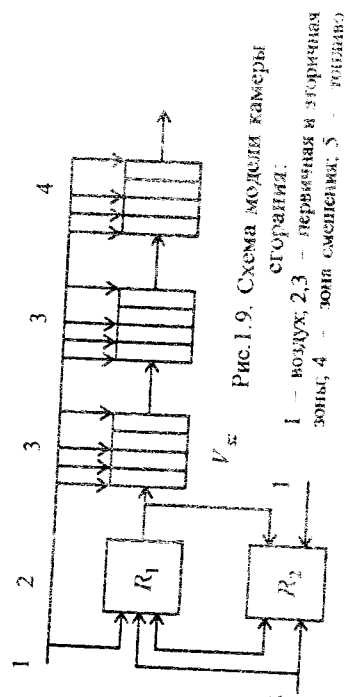


Рис.1.9. Схема модели камеры сгорания;

Исследование модели [77] проводится для авиационных и автомобильных ГТД. Используется концепция гомогенного реактора с макроперемешиванием R_1 (рис. 1.19), состоящего из объемов газа, размеры которых меньше размера самого реактора, но больше молекулярного масштаба. Объемы газа из гомогенного реактора с макроперемешиванием и дополнительный воздух подно-

Схема реактора с поперечным перемешиванием R_2 и проточным реактором R_3 . Выход из R_2 соединен с входом R_3 . Выход R_3 имеет выходной поток.

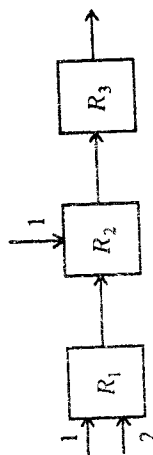


рис. 1.10. Схема модели камеры сгорания:
1 — воздух; 2 — топливо

1 — воздух; 2 — топливо

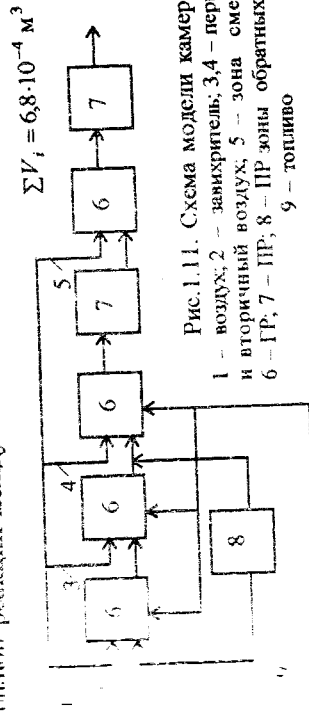


Рис. 111. Схема модели камеры:

1 - воздух; 2 - захватитель; 3, 4 - первичный и вторичный воздух; 5 - зона смешения; 6 - ГР; 7 - ПР; 8 - ПР зоны обратных токов; 9 - топливо

Модель [88] использована при расчете эмиссии HC , CO , NO в двигателях сгорания двигателей JTD фирмы "Прагг и Уитни" и T56 фирмы "Аддисон". Эта модель (рис.1.12) схематично включает в себя испарение и сгорание капель, а также крупномасштабное перемешивание воздуха с рециркулирующей смесью газа и топлива.

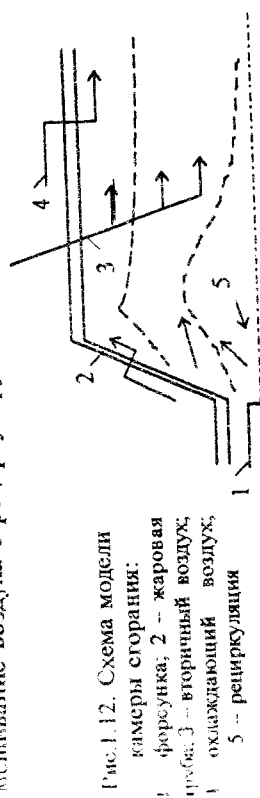


Рис. 1. 12. Схема модели камер сгорания:

1 — форсунка; 2 — жаровая труба; 3 — вторичный воздушный поток; 4 — охлаждающий воздушный поток; 5 — рециркуляция

В работе [62] разработана модель течения в камере, состоящей из двух зон. Массовые расходы воздуха, поступающего в каждую из зон, различны.

шего в различные отверстия жаровой трубы (U_g, V_g, W_g и др. рис.1.13), рассчитываются в том предположении, что они распределяются пропорционально эффективной площади отверстий различных сечений. Для приведенные соотношения к конечному виду принимаются дополнительные допущения о механизмах процессов смесеобразования, химического реагирования и диффузии

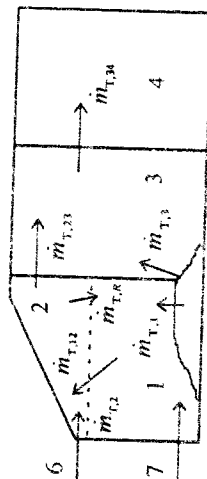
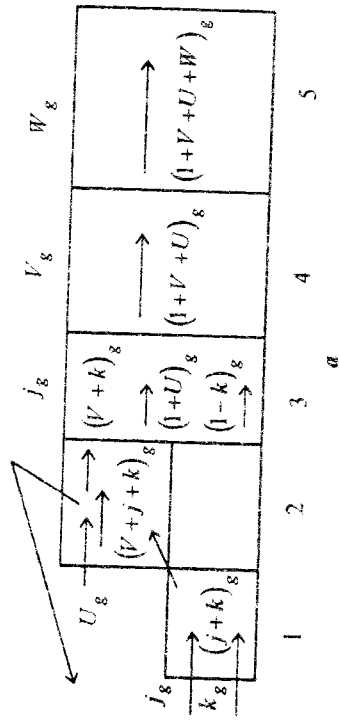


Рис.1.13. Схемы моделей распределения расходов воздуха (а) и топлива (б): 1-5 - зоны, 6 - газообразное топливо, 7 - жидкое топливо

В модульных моделях необходимость решения дифференциальных уравнений устраняется использованием различных эмпирических аппроксимаций процессов смесеобразования и реагирования. В континуальных моделях расчетные сетки наименее меньше размеров самой камеры. В этом случае приходится иметь дело с системой нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных, описывающих основные физико-химические процессы, такие модели имеют меньшее количество произвольных параметров и более общее применение.

Задача моделирования несколько упрощается, если рассматриваются разделено квазистационарный и квазипериодический режимы горения, развивающиеся соответственно в топках парогенераторов, камерах сгорания газовых турбин и в двигателях внутреннего сгорания. Квазистационарные пламена характерны

более надежно определяемыми средними значениями параметров, чем в любой точке потока имеют место значительные пульсации всех величин, описывающих систему. Главное содержание анализа заключается в построении соответствующих математических моделей, приведенных дифференциальных уравнений к алгебраическим (конечно-разностным) аналогам и в их многовариантном решении [42,47,58,63,86,102]. Основные уравнения, описывающие процессы сохранения, могут быть записаны следующим образом:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \text{div}(\rho\vec{u}\phi) = \text{div}(\Gamma_\phi \text{grad}\phi) + S_\phi,$$

где ρ - плотность и скорость потока; t - время; ϕ - переменная; Γ_ϕ - коэффициент переноса; S_ϕ - источниковый член для данной фазы.

В последние десятилетия интенсивно развиваются новые направления исследования турбулентных течений, базирующиеся на построении замкнутых систем уравнений турбулентного переноса и их решении с помощью ЭВМ. Важно уметь точно рассчитывать поля температур, плотности, скорости и концентрации основных составляющих топлива и продуктов сгорания, используя специальные методы их усреднения. При аппроксимации первого порядка турбулентные напряжения могут быть выражены соотношением

$$\tau_{ij} = -\rho \overline{u_i u_j} = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j},$$

где μ_t - коэффициент турбулентной вязкости; u_i, u_j - пульсационные составляющие скорости.

Замыкание системы уравнений производится решением уравнений для τ_{ij} или μ_t . Классификация моделей турбулентных течений представлена на рис.1.14. Модели одного уравнения позволяют лишь качественно описывать процессы турбулентного переноса в осесимметричных трубах; модели турбулентности $k-\epsilon$ и их разновидности применяются в различных системах, в том числе для течений с химическими реакциями в условиях существования рециркуляции; модели трех уравнений используются для сильно закрученных потоков.

Модель горения в сочетании с моделью турбулентности долж-

на давать достаточный объем информации для расчетов усредненных концентраций газовых компонентов. В идеальном случае желательно уметь рассчитывать реакции, происходящие через ряд промежуточных стадий с конечными скоростями. Для этого необходимо решать уравнения для скоростей образования каждого вещества, которые являются нелинейными функциями температуры и концентрации. Большинство существующих в настоящее время моделей горения применимы только к системам, которые можно описать либо в предположении химического равновесия и в приближении диффузионного горения (бесконечно большие скорости реакций), либо для небольшого числа реакций с конечными скоростями. Предположение о мгновенном полном сгорании и образовании окончательных продуктов окисления в практических системах обосновано, однако оно не выполняется, например, при прогнозировании образования выбросов в атмосферу загрязняющих примесей, таких, как оксид углерода, несгоревшие углеводороды, дым, оксиды азота

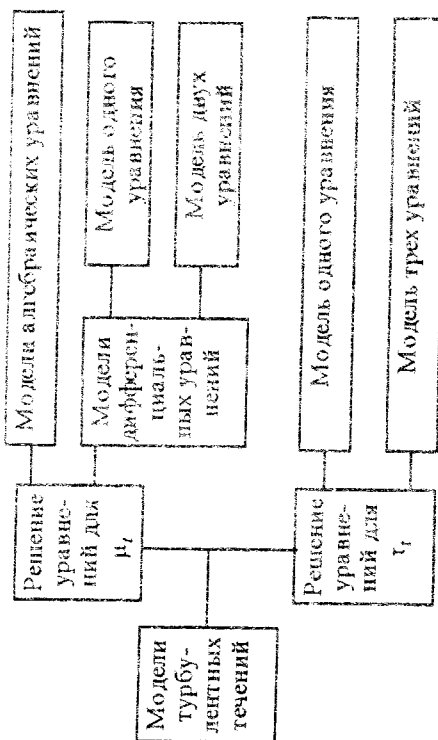


Рис.1.14. Модели турбулентных течений

В соответствии с предположением о химическом равновесии термодинамические переменные состояния смеси будут флуктуировать согласно изменению состава смеси. Следовательно, температура, плотность и концентрация компонентов в каждой точке расчетной области будут изменяться во времени. Расчеты процессов турбулентного горения значительно ускоряются, если принять одинаковыми скорости диффузии всех компонентов смеси.

классификация моделей турбулентного горения дана на рис.1.15. Представленные модели учитывают влияние характеристик турбулентного переноса и пульсаций параметров на распределение пламени. Так, в модели $k-\epsilon-g$ решаются уравнения для скорости турбулентности k , скорости диссипации турбулентной энергии ϵ и усредненного во времени квадрата флуктуации концентрации g с учетом распределения функции вероятности

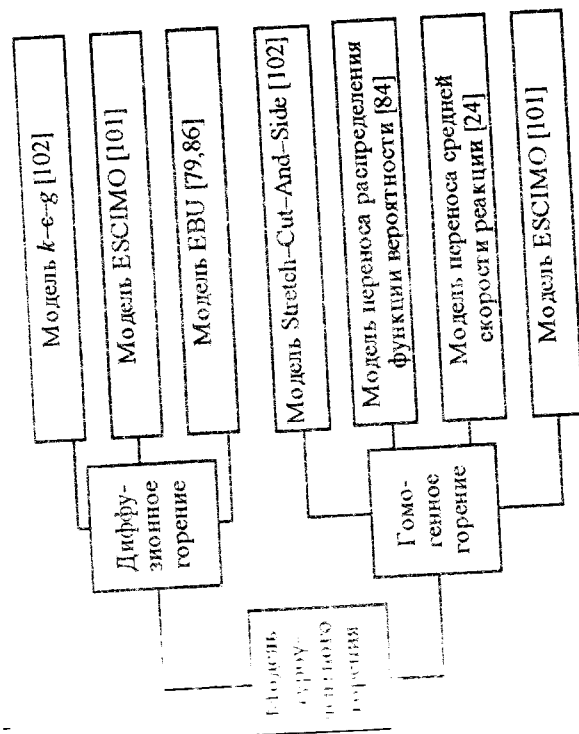


Рис.1.15. Модели турбулентного горения

При больших числах Рейнольдса в случае предварительно не-расплавленных компонентов в рамках объемной теории горения целесообразно использовать модель EBU (Eddy-Break-Up), предполагающую нахождение скорости горения через скорость распада вихрей с учетом температурного фактора.

Теория ESCIMO (Engulfment-Stretching-Coherence Interdiffusion and Interaction-Moving Observer) учитывает особенности турбулентного и молекулярного переносов, а также пульсации параметров скорости химических реакций. Она применима в диффузионных и кинетических пламенах и выявляет определяющие факторы, которые управляют ими, путем расчета и сравнения характеристик статистических времен отдельных составляющих процессов. В насто-

ящее время эта модель получила распространение при анализе структуры потока в условиях сложных химических превращений и ламинарном режиме течения.

Основным уравнением для расчетов процессов теплопередачи в пламени является уравнение энергии

$$\nabla(\rho \bar{c}_p T) = \nabla(\Gamma \nabla T) + S_{\theta},$$

где $\bar{c}_p$ — теплоемкость смеси при постоянном давлении; T — температура; S_{θ} — источникный член, определяемый скоростью химической реакции S_{reac} и передачей теплоты излучением S_{rad} .

Излучение пламени, образующегося при сжигании углеродистого топлива, складывается из излучения трехатомных газов и мельчайших жидких и твердых взвешенных частиц. Нахождение параметра S_{rad} значительно усложнено пространственно неоднородностью свойств излучающих сред. Отметим наиболее распространенные способы решения: метод тепловых потоков зонный и вероятностный методы [24].

В настоящее время континуальные модели камер сгорания наиболее часто применяются для расчетов горения газообразного топлива [54, 63, 71, 97]. Данные работы [63] носят иллюстративный характер и свидетельствуют о возможности моделирования процессов в топочных устройствах. В модели для вычисления эффективной вязкости используется эмпирическая зависимость, а уравнение для переноса характеристик турбулентности не решается, влияние пульсаций концентрации не учитывается.

Закрученный турбулентный поток в осесимметричной камере сгорания изучался в [24]. Моделирование турбулентности осуществлялось на основе уравнений для двух характеристик: кинетической энергии турбулентности и скорости ее диссипации. Недостатком модели является пренебрежение пульсациями концентраций, которые значительно влияют на состав смеси и температуру горения.

Этого недостатка лишена модель [97], основанная на допущении о доминирующем направлении потоков и в которой решается дополнительное уравнение для средней флуктуации концентрации. Предположение об осевом направлении потоков означает отсутствие в системе зон обратных токов, которые в реальных камерах имеют место и играют значительную роль в процессе стабилизации пламени.

В работе [67] описана модель расчета реагирующих потоков в

осесимметричной печи промышленного типа, работающей на природном газе. Предлагаемый метод включает в себя способ численного решения усредненных во времени уравнений в частных производных. Модель турбулентности рассматривает характеристики k и ϵ , а модель горения основана на допущении бесконечности химической реакции. Данная постановка дает удовлетворительные результаты для умеренно закрученных потоков с повышенной интенсивностью турбулентных пульсаций, хотя и в этом случае предсказание параметров печи оказалось не совсем точным из-за пренебрежения естественной конвекцией.

В работе [54] рассмотрено трехмерное течение в экспериментальной цилиндрической камере сгорания ГТД, работающей на газообразном топливе. Решались уравнения сохранения массы, трех компонентов скорости, кинетической энергии турбулентности, скорости ее диссипации, полной энтальпии, коэффициента смеси и квадрата флуктуации концентрации. Наиболее вероятной причиной количественного несоответствия расчетов данным эксперимента является влияние химической кинетики на протекание процесса горения, не учитываемое в данном исследовании.

В работе [74] представлены результаты расчетов осесимметричной камеры сгорания, имеющей осевой патрубков подвода стехиометрической смеси метана с воздухом и радиальный — подвода вторичного воздуха. Исследовалось влияние угла установки дозаторного завихрителя и отношения массовых расходов первичного и вторичного воздуха на распределение скоростей и температур, а также уровня турбулентности по длине и радиусу камеры. К сожалению, не приведено сопоставление расчетных и экспериментальных данных.

Возможность моделирования турбулентных течений в топочных устройствах со сложной геометрией продемонстрирована в [71]. Полученные результаты свидетельствуют о важности учета неравновесных явлений при расчетах концентраций промежуточных компонентов и продуктов окисления.

Определение характеристик горящей распыленной струи жидкого топлива затрудняется сложностью и взаимосвязью физических процессов, происходящих в топочных устройствах. Интенсивная разработка моделей турбулентных течений в условиях химического реагирования и появление многоцелевых программ для численных машин, способных решать модельные уравнения, позволяют применить численные методы в расчетах процессов горения поладисперсного факела топлива в дополнение к традиционно эмпирическим.

В рамках континуальных моделей выделяют два основных класса [76]: модели с локально-однородным течением и модели двухфазного течения.

В моделях ЛЮТ процессы межфазного обмена происходят очень быстро по сравнению с развитием поля течения, и поэтому в каждой точке потока обе фазы имеют одинаковую скорость. Приближение ЛЮТ в случае распыленной топливной струи, истекающей из форсунки, пригодно только при примерно одинаковых плотностях фаз и достаточно малых размерах капель. В общем случае модели ЛЮТ [76,84] всегда дают завышенное на 30...50 % значение скорости развития процессов. Трудности предсказания свойств струи на основе моделей ЛЮТ можно отнести к проскальзыванию и нарушению термодинамического равновесия между фазами, поэтому данные модели позволяют получать только полезные предварительные сведения о процессах смесеобразования, испарения и горения.

Очевидно, что для реальных топочных устройств следует рассматривать модели ДФГ, учитывающие процессы переноса между фазами, которые происходят с конечной скоростью. Существует по крайней мере три подхода к моделированию дискретной фазы для расчетов локальных характеристик сложных течений.

Первый подход предложен Вильямсом [11] и рассматривает уравнение сохранения для статистической функции распределения, которая определяется в восьмимерном пространстве времени, диаметра капель, их местонахождения и скорости. Сложность этого подхода заключается в необходимости решения системы интегрально-дифференциальных уравнений. Кроме того, для него характерны многие не всегда оправданные упрощающие предположения, в том числе пренебрежение скольжением между каплями топлива и газом, а также представление струи, состоящей из ограниченного по размеру числа капель.

Второй подход [80] основан на использовании уравнений сохранения, записанных для двухфазной системы как для сплошной среды. Быстроизменяющиеся параметры газовой фазы получают усреднением их характеристик в областях, размеры которых превышают длину интервала между частицами жидкой фазы, но меньше размеров всей системы. Справедливость приближения сплошной среды в условиях течения реальных топливосжигающих устройств требует подтверждения, тем более, что этот подход практически не применяется для сложных систем.

Третий, наиболее распространенный подход [72,84] рассматривает так называемую модель "частица-источник в ячейке" (PSI-

model). Это справедливость для расчетов горящего факела (рис. 1) и простейшей цилиндрической камеры сгорания с двумя вращающимися вращающимися топливом и воздухом продемонстрирована (рис. 2). Для газовой фазы в работе решались уравнения сохранения энергии в форме Эйлера, а для капель жидкости — уравнения Лагранжа и уравнения баланса тепла и массы. В диффузионном взаимодействии учитывалось рассмотрение жидкой фазы. Для учета влияния массы, импульса и тепла для расчетов реальных течений что перечисленные выше модели для расчетов реальных течений сохранения применяются для газовой и жидкой фаз гетерофазного течения.

Уравнения сохранения записываются в единообразном виде:

$$\frac{d}{dt}(\rho \phi) + \text{div}(\rho \phi \mathbf{u}) = \text{div}(\Gamma_\phi \text{grad} \phi) + S_\phi + S_{\phi\phi},$$

где ρ — плотность, ϕ — скалярная величина, $\mathbf{u}$ — вектор скорости, Γ_ϕ — коэффициент диффузии, S_ϕ — источник, $S_{\phi\phi}$ — источник.

В работе [84] на основе совместного решения уравнений сохранения для газовой фазы и балансовых уравнений для жидкой фазы проведены расчеты осесимметричной камеры диаметром 0,6 м для сжигания жидкого топлива, распыляемого механической форсункой. Сравнение экспериментально замеренных профилей компонентов осевой скорости и температуры по длине соплового устройства, а также распределений тепловых потоков в сопловом устройстве с рассчитанными величинами свидетельствует о хорошем их согласовании и возможности использования подобного подхода для моделирования физико-химических процессов в практических системах горения.

Создание экологически чистых топочных устройств судового назначения на базе плазмохимического горения топлив невозможно без понимания основных особенностей физико-химических процессов, протекающих в плазмохимических элементах, и соответствующих механизмов образования и разложения загрязняющих веществ в продуктах сгорания. Поэтому детальное математическое описание таких сложных систем, основанное на численном решении систем дифференциальных уравнений, позволит выявить их закономерности и характеристики, а также ускорить внедрение перспективных методов интенсификации горения.

Глава 2. МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКОЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ

2.1. Структурная схема модели расчета судовых топочных устройств

Рассмотрим топочные устройства судовой энергетики стационарного и нестационарного типов, в которых организуются дивизионное горение предварительно перемешанных смесей и мотенно-диффузионное, определяемое процессами смешения кинетикой химических реакций. При разработке математических моделей химически реагирующих потоков учтено, что она должна содержать ряд моделей наиболее важных физических и химических процессов: смешения, турбулентности, излучения, распада капель жидкого топлива, испарения, горения. Логическая схема представлена на рис.2.1. При описании процессов, протекающих в камерах сгорания, используются: термодинамическая модель гидродинамическая модель турбулентности, модель горения газообразного топлива с учетом пульсаций концентраций, модели испарения и горения полидисперсного факела жидкого топлива (легкого и остаточного), модель кинетики высокотемпературных превращений, модель излучения. В результате численных расчетов можно получить данные о распределении температуры, скорости и давления потока, энthalпии и вязкости смеси по объему топочного устройства и плазмохимического элемента, а также данные о траекториях капель жидкого топлива, коксового остатка и концентрациях продуктов полного и неполного горения. Улучшенные выходные характеристики топочного устройства (полное сгорание, эмиссия токсичных компонентов, степень неравномерности температурного поля и др.) проводится оптимизационными расчетами путем изменения его входных характеристик и геометрии. Многочисленные связи между блоками моделируются с ответственными членами в уравнениях сохранения массы, импульса, энергии и химических компонентов.

Движение потока в реальных топочных устройствах и камерах сгорания, где существуют значительные градиенты температур, концентраций в продольном и поперечном направлениях и имеют место зоны рециркуляции при смешении потоков, описываются

дифференциальными уравнениями, которые решаются численными методами.

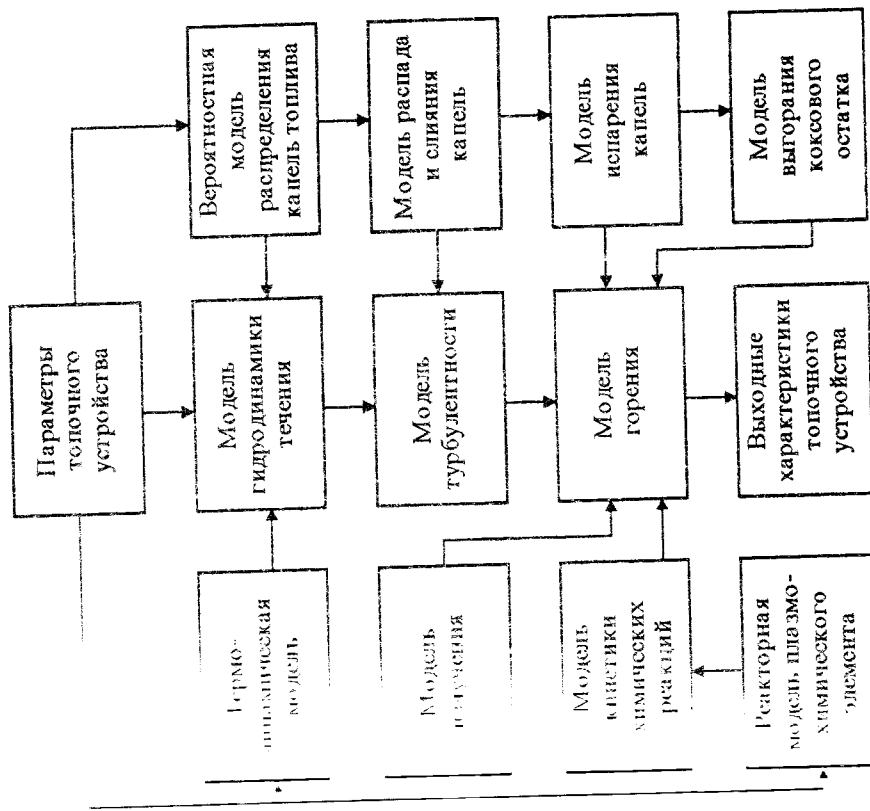


Рис.2.1. Логическая схема модели химических реагирующих потоков в топочных устройствах

Создание универсального метода расчета турбулентных химически реагирующих потоков предусматривает последовательную процедуру численного интегрирования уравнений, моделирующих все газобразные фазы, так и течение распыленной струи жидкого топлива. На первом этапе определяются гидродинамические характеристики газобразной фазы с учетом турбулентности потоков и химического реагирования, на втором — источники фазы, моделирующие взаимное влияние жидкой и газобразной фаз, а также характеристики полидисперсного факела жидко-

го топлива и распределение скоростей и траекторий капель внутри объема камеры сгорания. Такие расчеты проводят последовательно до достижения сходимости всех требуемых параметров времени и пространства.

2.2. Моделирование газобразных потоков

Для практических приложений наиболее эффективными считаются методы, основанные на усреднении системы уравнений частных производных, описывающих законы сохранения массы, энергии, импульса и химических компонентов в многокомпонентной реагирующей турбулентной системе [42, 58, 63, 67].

Уравнение неразрывности имеет вид

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0. \quad (2.1)$$

Уравнение сохранения количества движения —

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \rho g_j + F_j, \quad (2.2)$$

где t — время; x_i, x_j — координаты; ρ, u, μ, p, g — плотность, скорость, коэффициент динамической вязкости, давление и ускорение свободного падения; F — член, учитывающий взаимодействие газовой и жидкой фаз.

В уравнении (2.2) слагаемые в левой части представляют собой конвективные члены, а первое выражение в правой части — диффузионные.

Для турбулентного потока скорость в произвольной точке пространства рассматривается как сумма усредненной (по времени) скорости и пульсационной ее компоненты:

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i. \quad (2.3)$$

Подстановка выражения (2.3) в формулы (2.1) и (2.2) даст

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \\ &+ \rho g_i + F_j + \frac{\partial}{\partial x_j} (\overline{\rho u'_i u'_j}). \end{aligned} \quad (2.4)$$

Уравнение (2.4) записано в виде, аналогичном уравнению (2.2), но с учетом эффектов турбулентности через напряжения Рейнольдса $\overline{\rho u'_i u'_j}$, которые выражаются с помощью усредненных по времени параметров потока и различных моделей турбулентности. Согласно $k-\varepsilon$ -модели турбулентности [31, 86, 102] и гипотезе Бусинеска

$$\overline{\rho u'_i u'_j} = \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} + \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right).$$

Коэффициент эффективной (или турбулентной) вязкости определяется через масштаб скорости $k^{1/2}$ и масштаб длины $k^{3/2}/\varepsilon$:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon},$$

где C_μ — коэффициент для кинетической энергии турбулентности k и скорости диссипации турбулентной энергии ε записываемые в виде

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j k) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial k}{\partial x_j} + G_k \right) - \rho \varepsilon; \quad (2.5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j \varepsilon) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} + C_1 \frac{\varepsilon}{k} G_k - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \right), \quad (2.6)$$

где G_k — член, описывающий генерацию турбулентной энергии:

$$G_k = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial u_j}{\partial x_i}.$$

Коэффициенты $C_\mu, C_1, C_2, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$ в уравнениях (2.5) и (2.6) являются эмпирическими константами. Во многих работах, связанных с расчетами процессов горения в камерах сгорания различных теплоэнергетических установок [31, 67, 92], они принимались следующими: $C_\mu = 0,09$; $C_1 = 1,44$; $C_2 = 1,92$; $\sigma_k = 1,0$; $\sigma_\varepsilon = 1,3$.

Отметим, что в сильно закрученных потоках коэффициент μ_t

анизотропен, поэтому применение k - ϵ -модели турбулентности может быть неэффективно. Для этих случаев целесообразны анизотропные модели напряжений ASM [86] и вычисление напряжений Рейнольдса по формуле

$$\overline{u_i u_j} = \frac{2}{3} \delta_{ij} k + \frac{C_D}{(P/\epsilon) - 1 + C_3 \epsilon} k \left(P_{ij} - \frac{2}{3} P \delta_{ij} \right) + \frac{C_{2ASM}}{(P/\epsilon) - 1 + C_3 \epsilon} k A_{ij} \quad (2.7)$$

где $P = \frac{1}{2} P_{ij}$; $P_{ij} = -\overline{u_i u_j} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} - \overline{u_j u_i} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}$; A_{ij} — дополнительный член, появляющийся в полярной системе координат; C_D, C_{2ASM} и C_3 — эмпирические коэффициенты.

Уравнение сохранения энергии записывается следующим образом [67]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i h) = \frac{\partial}{\partial x_i} (k_m + k_t) \frac{\partial T}{\partial x_i} - \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_j h_j J_{ji} + \frac{Dp}{Dt} - \tau_{ik} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + S_h, \quad (2.7)$$

где h, T — энтальпия и температура смеси; k_m и k_t — коэффициенты молекулярной и эффективной теплопроводности ($k_t = \mu_t / Pr_t$, где Pr_t — число Прандтля); h_j — энтальпия компонентов; τ_{ik} — тензор касательных напряжений; J_{ji} — поток компонента j в направлении i ; S_h — источник член, определяющий выделение тепла в результате химического реагирования и межфазный обмен; Dp/Dt — производная давления по времени для несжимаемых жидкостей.

Энтальпия смеси определяется по формуле

$$h = \sum_j X_j h_j, \quad (2.8)$$

где $h_j = \int_{T_{ref}}^T c_{pj} dT$; X_j — массовая доля компонента j ; c_{pj} — удельная

теплоемкость компонента j при постоянном давлении; T_{ref} — базовая температура.

С учетом уравнения (2.8) выражение для определения теплового потока записывается в виде

$$k_m \frac{\partial T}{\partial x_i} = \frac{k_m}{c_p} \left(\frac{\partial h}{\partial x_i} - \sum_j h_j \frac{\partial X_j}{\partial x_i} \right), \quad (2.9)$$

где $\sum_j X_j c_{pj}$ — удельная теплоемкость смеси при постоянном давлении.

Подставляя (2.9) в (2.7), получим новую форму уравнения сохранения энергии:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i h) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{k_m + k_t}{c_p} \right) \left(\frac{\partial h}{\partial x_i} - \sum_j h_j \frac{\partial X_j}{\partial x_i} \right) - \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_j h_j J_{ji} + \frac{Dp}{Dt} - \tau_{ik} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + S_h. \quad (2.10)$$

Для сжимаемых потоков в расчеты удобно ввести энтальпию образования

$$h_0 = h + v^2 / 2. \quad (2.11)$$

Подставляя выражение (2.11) в (2.10), имеем

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h_0) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i h_0) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{k_m + k_t}{c_p} \right) \left[\frac{\partial (h_0 - v^2 / 2)}{\partial x_i} - \sum_j h_j \frac{\partial X_j}{\partial x_i} \right] - \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_j h_j J_{ji} + \frac{Dp}{Dt} - \frac{\partial}{\partial x_i} (\tau_{ik} u_k) + S_h. \quad (2.12)$$

Выделение тепла в результате химических реакций моделиру-

$$S_{h, reac} = \sum_j h_j^0 R_j,$$

где h_j^0, R_j — энтальпия и объемная скорость образования компонента j .

Источниковый член, определяющий радиационный тепломен $S_{h,rad}$ в уравнении (2.12), находится на основе модели, которая решает уравнения сохранения для интенсивности I излучения [31],

$$\frac{dI_x^+}{dx} = -(\alpha + s)I_x^+ + \alpha E + \frac{1}{6}s(I_x^+ + I_x^- + I_y^+ + I_y^- + I_z^+ + I_z^-); \quad (2.13)$$

$$\frac{dI_x^-}{dx} = (\alpha + s)I_x^- - \alpha E - \frac{1}{6}s(I_x^+ + I_x^- + I_y^+ + I_y^- + I_z^+ + I_z^-), \quad (2.14)$$

где α, s — коэффициенты поглощения и рассеяния; E — степень лучения абсолютно черного тела, $E = \sigma T^4$ (σ — постоянная Стефана-Больцмана).

Линейная форма уравнения (2.13) и (2.14), получим

$$\frac{d}{dx} \left[\frac{1}{\alpha + s} \frac{dR_x}{dx} \right] = -\alpha(E - R_x) - \frac{s}{3}(-2R_x + R_y + R_z), \quad (2.15)$$

где потоки $R_x = (I_x^+ + I_x^-)/2$; $R_y = (I_y^+ + I_y^-)/2$; $R_z = (I_z^+ + I_z^-)/2$.

Тогда с учетом (2.15) $S_{h,rad} = 2\alpha[(R_x - E) + (R_y - E) + (R_z - E)]$. В общем виде уравнение сохранения сохранения химических компонент [67, 102] записывается так:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho X_i) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i X_i) = \frac{\partial}{\partial x_i} J_i + R_i, \quad (2.16)$$

где R_i — степень образования или расхождения компонента в результате реагирования; J_i — диффузионный поток компонента, который появляется за счет градиентов концентрации и температуры:

$$J_i = \rho D_{im} \frac{\partial X_i}{\partial x_i} - \frac{D_i^T}{T} \frac{\partial T}{\partial x_i}, \quad (2.17)$$

где D_{im} — коэффициент термодиффузии; D_i^T — коэффициент диффузии компонента i в смеси.

Уравнение (2.17) является обоснованным только для случая, когда состав смеси не изменяется, т.е. для разбавленных смесей, $X_i \ll 1$ и $X_i \ll 1$. В остальных случаях коэффициент диффузии

$$D_{im} = \frac{1 - Y_i}{\sum_{j,j \neq i} Y_j / D_{ij}},$$

где D_{ij} — коэффициент взаимной диффузии компонентов i и j ; Y_i — мольная доля компонента i .

Если уравнение (2.17) переписать в виде

$$J_i = \rho \frac{M_i}{M_{mix}} \sum_{j,j \neq i} D_{ij} \left(\frac{\partial X_j}{\partial x_i} + \frac{X_j}{M_{mix}} \frac{\partial M_{mix}}{\partial x_i} \right) - \frac{D_i^T}{T} \frac{\partial T}{\partial x_i},$$

то M_i — молекулярный вес компонента i ; M_{mix} — молекулярный вес смеси.

Для турбулентных потоков уравнение (2.17) записывается следующим образом:

$$J_i = \frac{\mu_i}{Sc_i} \frac{\partial X_i}{\partial x_i},$$

где Sc_i — эффективное число Шмидта ($Sc_i = 0,7$).

Степень образования или расхождения химического компонента $R_i = \sum_k R_{ik}$, где R_{ik} — степень образования (расхождения) компонента i в реакции k .

Предполагается, что реакции могут происходить только в газовой фазе между газообразными компонентами. Степень реагирования R_{ik} может быть вычислена как с помощью кинетического выражения Аррениуса, так и из соотношения, учитывающего перемешивание турбулентных вихрей.

Для первого случая используют запись

$$R_{ik} = v_{ik}^* M_i T^{\beta_k} A_k \prod_{j \in \text{reac}} C_j^{\nu_k} \exp(-E_k / RT), \quad (2.18)$$

где v'_k — стехиометрический коэффициент для компонента i в реакции k ; β_k — температурный экспонент; A_k — предэкспоненциальный множитель; C_j — молярная концентрация каждого реагирующего компонента j ; v_k — экспонент при концентрации компонента j в реакции k .

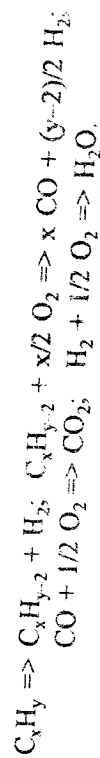
Для второго случая характерен учет влияния турбулентности на степень реагирования [89]:

$$R_k^t = A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_i}{v'_k M_i}, \quad (2.19)$$

где A — эмпирическая константа ($A = 0,5$ для продуктов и $A = 2$ для реагентов).

Уравнение (2.19) решается для каждого компонента, который участвует в реакции, а степень турбулентного реагирования принимается наименьшей из всех вычисленных значений. Окончательное значение R_k — наименьшее из двух, определенных по формулам (2.18) и (2.19), — подставляется в выражение (2.16).

С целью моделирования образования промежуточных углеводородов и оксида углерода целесообразно использовать четырехстадийную схему горения топлива:



Степень образования (разложения) веществ выбирается по рекомендациям [24, 83]:

$$R_1 = 10^{17,32} C_{C_x H_y}^{0,5} C_{O_2}^{1,07} C_{C_x H_{y-2}}^{0,4} \exp(-49600/RT);$$

$$R_2 = 10^{14,70} C_{C_x H_{y-2}}^{0,9} C_{O_2}^{1,18} C_{C_x H_y}^{-0,37} \exp(-50000/RT);$$

$$R_3 = 10^{14,60} C_{CO}^{1,0} C_{O_2}^{0,25} C_{H_2 O}^{0,5} \exp(-40000/RT) \frac{X_{C_x H_y} (2x + y)}{X_{O_2}} \frac{M_{C_x H_y}}{M_{C_x H_{y-2}}};$$

$$R_4 = 10^{13,53} C_{H_2}^{0,85} C_{O_2}^{1,42} C_{C_x H_{y-2}}^{-0,56} \exp(-41000/RT),$$

где X_i — количество атомов углерода и водорода

Тогда степень турбулентного перемешивания компонентов смеси определяется химического реагирования, то степень турбулентного реагирования вычисляется следующим образом [89]:

$$\begin{aligned} R_k^t &= A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_i}{v'_k M_i} \\ R_k^t &= A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_{C_x H_y}}{v_{C_x H_y} M_{C_x H_y}} \\ R_k^t &= A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_{C_x H_{y-2}}}{v_{C_x H_{y-2}} M_{C_x H_{y-2}}}, \quad X_{O_2} \frac{v_{O_2} M_{O_2}}{v_{C_x H_{y-2}} M_{C_x H_{y-2}}}, \quad X_{O_2} \frac{v_{O_2} M_{O_2}}{v_{C_x H_y} M_{C_x H_y}} \{x + (y-2)/4\}; \\ R_k^t &= A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_{CO}}{v_{CO} M_{CO}}, \quad X_{O_2} \frac{v_{O_2} M_{O_2}}{v_{CO} M_{CO}}; \\ R_k^t &= A \rho^{\frac{\epsilon}{k}} \frac{X_{H_2}}{v_{H_2} M_{H_2}}, \quad X_{O_2} \frac{v_{O_2} M_{O_2}}{v_{H_2} M_{H_2}}. \end{aligned}$$

Рассмотрим зависимость отношения ϵ/k представляет собой эмпирической масштаб турбулентности.

Для правильного решения соответствующих уравнений сохранения необходимо определить плотность, вязкость, теплопроводность, коэффициенты диффузии и теплоемкости компонентов и

На основании уравнения состояния идеальных газов плотность

$$\rho = \frac{p}{RT \sum X_i / M_i},$$

где R — универсальная газовая постоянная; p — давление смеси.

Чтобы найти вязкость смеси, необходимо предварительно определить вязкость каждого компонента μ_i с помощью выражения известного из кинетической теории газов,

$$\mu_i = 2,67 \cdot 10^{-6} \sqrt{\frac{M_i T}{\sigma_i^2 \Omega_i}},$$

где $\Omega_{\mu} = \Omega_{\mu}(T^*)$; $T^* = T/(e/k)_i$; σ_i — параметр Леннарда-Джонса.

Тогда вязкость смеси идеальных газов

$$\mu = \sum_i \frac{Y_i \mu_i}{\sum_i Y_i \Phi_{ij}} \quad (2)$$

$$\text{где } \Phi_{ij} = \frac{\left[1 + \left(\mu_i / \mu_j\right)^{1/2} \left(M_i / M_j\right)^{1/4}\right]^2}{\left[8 \left(1 + M_i / M_j\right)\right]^{1/2}}$$

Коэффициент молекулярной теплопроводности может быть вычислен подобно (2, 29).

$$k_m = \sum_i \frac{Y_i k_i}{\sum_i Y_i \Phi_{ij}}; \quad k_i = \frac{15}{4} \frac{R}{M_i} \mu_i \left(\frac{4}{15} \frac{c_p M_i}{R} + \frac{1}{3} \right)$$

Коэффициент взаимной диффузии согласно кинетической теории

$$D_{ij} = 0,0188 \frac{\left[T^3 \left(1/M_i + 1/M_j\right)\right]^{1/2}}{p \sigma_{ij}^2 \Omega_D}$$

$$\text{где } \Omega_D = \Omega_D(T_D); \quad T_D^* = T/(e/k)_{ij}; \quad (e/k)_{ij} = \sqrt{(e/k)_i (e/k)_j};$$

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{2} (\sigma_i + \sigma_j).$$

Коэффициенты термодиффузии для каждого из компонентов определяются по формуле, справедливой для идеальных газов:

$$D_i^T = -2,59 \cdot 10^{-7} T^{0,659} \left[\frac{M_i X_i}{\sum_j M_j X_j} Y_i \right]$$

Математическое моделирование факела жидкого топлива

Процессы математического моделирования выгорания факела жидкого топлива достаточно подробно рассмотрены в работе [1, 63, 81]. Здесь же указаны трудности численного анализа процесса горения, заключающиеся в сложной структуре турбулентного течения газа в топочных устройствах и многообразии механизмов горения гетерогенной топливовоздушной смеси. Вследствие значительной сложности и неопределенности процессов распада топлива, испарения, образования загрязняющих веществ, крекинга топлива и образования горючей смеси, самовоспламенения топлива и образования загрязняющих веществ чрезвычайно важно уметь количественно, а в ряде случаев и качественно, описывать эти процессы в зависимости от различных конструктивных и режимных параметров. Более точное согласование результатов теоретического анализа и экспериментов требует ряда эмпирических данных, позволяющих уточнить действительные процессы физико-химических процессов в камерах сгорания.

Полно определить члены, учитывающие обмен массы, импульсом и энергией между жидкой и газообразной фазами, необходимо для описания распределения капель топлива по размерам, скорости и температурам. Во многих случаях число Вебера для капли, определяющее собой отношение сил инерции к силам поверхностного натяжения, превышает критическое значение. Тогда в расчетах следует учитывать отклонение формы капель от сферической, их распад и столкновения, приводящие в ряде случаев к образованию капель.

В работе [68] для математического описания этих сложных процессов предложено ввести функцию распределения вероятности для функции f , которая имеет десять независимых переменных, изменяющихся с течением времени. К этим переменным относятся: три компонента местонахождения частицы x , три компонента скорости v , равновесный радиус r (радиус, который имели бы капли, если бы они были сферическими), температура капли T_d в предположении ее постоянства по радиусу, отклонение от сферической формы ϵ и изменение этого параметра во времени $\dot{\epsilon} = d\epsilon/dt$. Безразмерный параметр $\dot{\epsilon}$ пропорционален отношению перемещения наружной поверхности капли относительно равновесного положения к радиусу капли r . Отметим, что капли будут распадаться только в том случае, когда $\dot{\epsilon} > 1$.

Функция распределения вероятности для капель f определяется следующим образом, что

$$\int (\dot{x}, \dot{y}, \dot{z}, T_d, \dot{y}, \dot{z}) d\dot{v} dr dT_d dy d\dot{y} \quad (2)$$

представляет собой вероятность нахождения капле в точке с координатами x в момент времени t со скоростями, лежащими в интервале $(\dot{v}, \dot{v} + d\dot{v})$, радиусами в интервале $(r, r + dr)$, температурами в интервале $(T_d, T_d + dT_d)$ и параметрами отклонения от сферической формы в интервале $(\dot{y}, \dot{y} + d\dot{y})$ и $(\dot{z}, \dot{z} + d\dot{z})$.

Плотность жидкости, занимаемой в объеме пространства до капли, определяется выражением $\rho_l = \rho_d \theta$, в котором ρ_d — плотность капли, а

$$\theta = \int 4/3 \pi r^3 f dv dr dT_d dy d\dot{y}.$$

Уравнение для функции f имеет вид

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \nabla_x \cdot (f\dot{v}) + \nabla_v \cdot (f\dot{v}) + \frac{\partial(fR)}{\partial r} + \frac{\partial(fT_d)}{\partial T_d} + \frac{\partial(f\dot{y})}{\partial \dot{y}} + \frac{\partial(f\dot{z})}{\partial \dot{z}} = f_{coll} + f_{bu} \quad (2.2)$$

В уравнении (2.22) $F, R, T_d, \dot{y}$ — члены, определяющие траектории индивидуальных капель топлива; f_{coll} , f_{bu} — члены, учитывающие столкновение и распад капель.

Ускорение капле находится так:

$$\dot{v} = 3\rho(u + v - v)(u + v + v)C_p/(8\rho_d r) + g, \quad (2.23)$$

где ρ, u, v — плотность и компоненты средней и пульсационно-скоростей газовой фазы; g — ускорение свободного падения; C_p — коэффициент сопротивления частицы, который вычисляется в виде функции от числа Рейнольдса капли Re_d [72]:

$$C_p = 24 \left(1 + 1/6 Re_d^{2/3} \right) / Re_d \text{ при } Re_d \leq 1000;$$

$$C_p = 0,424 \text{ при } Re_d > 1000;$$

$$Re_d = 2\rho|u + v - v|/\mu_{air}(T_{av}); \quad T_{av} = (T + 2T_d)/3;$$

$$\mu_{air} = A_1 T^{3/2} / (T + A_2).$$

В приведенных формулах μ_{air} — коэффициент динамической вязкости воздуха, вычисляемый по эмпирическому уравнению Сутерленда; константами A_1 и A_2 ; T — температура газовой фазы; T_d — температура капли.

Положение путьсационных компонентов скорости газа обуславливается в предположении о их распределении по закону Гаусса — распределению отклонением $2k/3$, где k — кинетический коэффициент турбулентности газового потока. Таким образом,

$$G(u) = (4/3\pi k)^{-3/2} \exp(-3|u|^2/4k).$$

Скорость изменения радиуса капли определяется следующей формулой

$$R = - \frac{(rD)_{air}(T_{av})Y_1^* - Y_1}{2\rho_d} \frac{Sh_d}{1 - Y_1^*} Sh_d,$$

где $(rD)_{air}(T) = D_1 T^{D_2}$ — коэффициент диффузии паров топлива в воздухе; D_1, D_2 — эмпирические константы; Y_1^* — массовая доля паров топлива возле поверхности капле; $Y_1 = \rho_1/\rho$; Sh_d — число Шервуда, причем

$$Sh_d = \left(2,0 + 0,6 Re_d^{1/2} Sc_d^{1/3} \right) \frac{\ln(1 + B_d)}{B_d};$$

$$Sc_d = \frac{\mu_{air}(T_{av})}{\rho D_{air}(T_{av})}; \quad B_d = \frac{Y_1^* - Y_1}{1 - Y_1^*};$$

$$Y_1^*(T_d) = \frac{W_1}{W_1 + W_0 \left(p/p_0(T_d) - 1 \right)}. \quad (2.24)$$

В формуле (2.24) W_0 — средний молекулярный вес всех компонентов газообразной фазы, исключая пары топлива; p — давление $p_v(T_d)$ — равновесное давление паров при температуре T_d .

Степень изменения температуры капле находится из балансового уравнения энергии

$$4/3 \rho_d \pi r^3 c_l \dot{T}_d - 4 \rho_d \pi r^2 R L(T_d) = 4 \pi r^2 Q_d, \quad (2.25)$$

в котором c_l — удельная теплоемкость жидкости; $L(T_d)$ — скрытая теплота испарения топлива; величина Q_d определяется через число Нуссельта:

$$Q_d = \frac{K_{ar}(T_{av})(T - T_d)}{2r} \text{Nu}_d; \quad \text{Nu}_d = (2.0 + 0.6 \text{Re}_d^{1/2} \text{Pr}_d^{1/3}) \frac{\ln(1 + B_d)}{B_d}$$

$$\text{Pr}_d = \frac{\mu_{ar}(T_{av})c_p(T_{av})}{K_{ar}(T_{av})}; \quad K_{ar}(T_{av}) = \frac{K_1(T_{av})^{3/2}}{T_{av} + K_2},$$

где c_p — удельная теплоемкость газа при постоянном давлении; $K_{ar}(T_{av})$ — коэффициент теплопроводности для воздуха; K_1 и K_2 эмпирические константы.

Уравнение для члена $\dot{y}$ имеет вид [68]

$$\dot{y} = 2/3 \rho (u + u')^2 / (\rho_d r^2) - 8\alpha(T_d) \dot{y} / (\rho_d r^3) - 5 \mu_s(T_d) \dot{y} / (\rho_d r^2),$$

где $\alpha(T_d)$ — коэффициент поверхностного натяжения жидкости; $\mu_s(T_d)$ — вязкость топлива.

Источниковый член, моделирующий столкновение частиц рассчитывается по формуле [68]

$$f_{coll} = 1/2 \iint f(x, v_1, r, T_d, y_1, \dot{y}_1, t) \cdot f(x, v_2, r_2, T_{d_2}, y_2, \dot{y}_2, t) \cdot \pi (r_1 + r_2)^2 \times \\ \times |v_1 - v_2| \left\{ \sigma(v, r, T_d, y, \dot{y}; v_1, r_1, T_{d_1}, y_1, \dot{y}_1, v_2, r_2, T_{d_2}, y_2, \dot{y}_2) - \right.$$

$$-v_1) \delta(r - r_1) \delta(T_d - T_{d_1}) \delta(y - y_1) \delta(\dot{y} - \dot{y}_1) \} - \delta(v - v_2) \delta(r - r_2) \times$$

$$(v_1 - v_2) \delta(y - y_2) \delta(\dot{y} - \dot{y}_2) dv_1 dv_2 dT_d dT_{d_1} dy_1 dy_2 d\dot{y}_1 d\dot{y}_2 dT_{d_2} dT_{d_1} d\dot{y}_{d_2} d\dot{y}_{d_1}$$

и σ — дельта-функция Дирака, а функция σ определена таким образом, что произведение $\sigma dv dv_1 dT_d dT_{d_1} dy dy_1$ представляет собой вероятность столкновения каплей с параметрами, соответствующими индексам 1 и 2. Если параметр столкновения b меньше критического b_{cr} , то капли соединяются; в противном случае они покидают скорости, однако сохраняют свои размеры и температуру. Критическое значение находится по формулам:

$$b_{cr} = (r_1 + r_2)^2 \min(1.0; 2.4 f(y)/We_1); \quad f(y) = \gamma^3 - 2.4 \gamma^2 + 2.7 \gamma;$$

$$\gamma = r_2 / r_1 \text{ при } r_1 \leq r_2; \quad We_1 = \rho_d |v_1 - v_2| r_1 / \alpha(T_d);$$

$$\bar{T}_d = (\gamma^3 T_{d_1} + r_2^3 T_{d_2}) / (r_1^3 + r_2^3).$$

Выражение для функции σ имеет вид [68]

$$\sigma = \frac{b_{cr}^2}{(r_1 + r_2)^2} \delta \left[r - \left(r_1^3 + r_2^3 \right)^{1/3} \right] \delta \left[v - \frac{r_1^3 v_1 + r_2^3 v_2}{r_1^3 + r_2^3} \right] \times$$

$$\times \left[\frac{r_1^3 T_{d_1} + r_2^3 T_{d_2}}{r_1^3 + r_2^3} \delta(y - y_2) \delta(\dot{y} - \dot{y}_2) + \frac{2}{(r_1 + r_2)^2} \int_{b_{cr}}^{\gamma + b_{cr}} \delta(r - \gamma) \times \right.$$

$$\times \delta(v - v_1) \delta(T_d - T_{d_1}) \delta(y - y_1) \delta(\dot{y} - \dot{y}_1) +$$

$$\left. + \delta(r - r_2) \delta(v - v_2) \delta(T_d - T_{d_2}) \delta(y - y_2) \delta(\dot{y} - \dot{y}_2) \right] b db;$$

$$c_1' = \frac{r_1^3 v_1 + r_2^3 v_2 + r_2^3 (v_1 - v_2)(b - b_{cr}) / (r_1 + r_2 - b_{cr})}{r_1^3 + r_2^3};$$

$$c_2' = \frac{r_1^3 v_1 + r_2^3 v_2 + r_1^3 (v_2 - v_1)(b - b_{cr}) / (r_1 + r_2 - b_{cr})}{r_1^3 + r_2^3}.$$

Источниковый член, моделирующий распад капель,

$$f_{bu} = \int \int (x, v_1, \tau_1, T_d, l, \dot{y}_1, t) \dot{y}_1 B(v, r, T_d, y, \dot{y}, v_1, \tau_1, T_d, \dot{y}_1, x, t) \times \\ \times dv_1 d\tau_1 dT_d d\dot{y}_1,$$

где функция B определена таким образом, что произведение $B dv dr dT_d \varphi v \varphi v$ представляет собой вероятность распада капли с параметрами, соответствующими индексам 1 и 2. Если параметр отклонения капли от сферической формы u превышает единицу, то она распадается на более мелкие капли с распределением, заданным параметром

$$B = 1/(2\pi) g(r) \delta(T_d - T_a) \delta(y) \delta(y) \int \delta \{v - (v_1 + wn)\} dn.$$

Здесь величина скорости получаемых частиц с направлением, являющимся случайным вектором в плоскости нормальной к плоскости векторов скоростей распадающейся капли и газообразной фазы,

$$w = rj_1/2;$$

Закон изменения радиусов капель после распада

$$g(r) = e^{-r/\bar{r}} / \bar{r}.$$

Средний зауровневый радиус r_z представляет собой размер капли, имеющей то же отношение поверхности к объему, что и вся топливная струя:

$$r_s = 3 \bar{r} = r_1 / \left\{ 7/3 + [\rho_d n^3 y_1^2] / 8\alpha(T_d) \right\}.$$

В работе [57] для среднего заутеровского радиуса предложено эмпирическое выражение

$$r_s = 1/2A(Dp_f)^{-0.135} \rho_a^{0.121} Q^{0.131},$$

где Dp_f — эффективный перепад давления топлива на форсунке;
 ρ_a — плотность воздуха; $\dot{Q}$ — количество подаваемого топлива;

... для форсунок с дросселирующей иглой и 22,4 ... для форсунок с иглами и 23,9 для струйных форсунок.

равнения (2.21)–(2.25) позволяют найти соответствующие собственные члены, которые необходимо добавить в уравнения сохранения, сохранения количества движения, энергии и химического потенциала, сохранения количества газа. Эти параметры вычисляются по компонентам газовой фазы. Эти параметры вычисляются по компонентам газовой фазы, характеризующих изменение массы, энергии и энергии для всех каналов в спектре распыливания, по формулам (2.21)–(2.25) в положении x :

$$\dot{\rho}^s = - \int 4 \rho_d n r^2 R d\omega dr dT_d dy dy;$$

$$P_{\text{tot}} = \int \rho_p d\left(\frac{4}{3}\pi r^3(E - g) + 4\pi r^2 Rv\right) d\sigma dr dT_d dy dy;$$

$$\dot{Q}^1 = - \int \rho_d \left\{ 4\pi^2 R \left[I_1(T_d) + 1/2(v-u)^2 \right] + \right.$$

$$+ 4/3\pi r^3 \left[c_T + (F - g)(v - u - u') \right] \left\{ dv dr d\Gamma_d dy dy' \right\}$$

$$\dot{w}^s = -[4/3 \int_0^1 \pi r^3 (F - g) u' dv dr dT_d dv dy],$$

истоккиж ягдрне кынасолань - 1 / 1

Представленный выше подход к моделированию жидкой фазы применим на использовании уравнений сохранения, записанных для диффузионной сплошной среды. В дальнейших исследованиях он будет применен при анализе нестационарных процессов в дизельных двигателях. В ряде случаев, например при расчетах камер сгорания ГД и топок парогенераторов, более приемлема модель "частично-источник в ячеек" [48, 72], для которой характерно решение уравнений сохранения в форме Эйлера и уравнений движения — в форме Лагранжа.

С целью учета взаимодействия между газообразной и жидкой фазами необходимо определить траектории частиц или капелл жидкости. Для последующего анализа используем предположения:

- Капля жидкости рассматривается сферической.
- Процесс горения капли топлива состоит из трех стадий: прогрева ее до температуры равновесного испарения; испарение и горение большей части с учетом фракционирования тяжелого жид-

кого топлива до образования коксового остатка; горение частицы кокса.

3. Химические реакции в жидкой фазе оказывают незначительное влияние на процессы.

4. Состав жидкой и газообразной фаз и температура поверхности капли связаны условием фазового равновесия.

5. Температура капли постоянна вдоль ее радиуса.

6. Испарение близко к сферически симметричному.

7. Горение коксовой частицы равномерное по всей ее поверхности.

8. Взаимодействие между частицами пренебрежимо мало.

Уравнения движения для капли жидкого топлива или частицы образованного кокса записываются в форме Лагранжа [76, 8

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u_p - u_\infty) + g_x(\rho_p - \rho_\infty) / \rho_p + F_x; \quad (2.2)$$

$$\frac{dv_p}{dt} = F_D(v_p - v_\infty) + g_y(\rho_p - \rho_\infty) / \rho_p + F_y; \quad (2.3)$$

$$\frac{dw_p}{dt} = F_D(w_p - w_\infty) + g_z(\rho_p - \rho_\infty) / \rho_p + F_z; \quad (2.4)$$

а уравнения траекторий — в виде

$$\frac{dx}{dt} = u_p; \quad \frac{dy}{dt} = v_p; \quad \frac{dz}{dt} = w_p. \quad (2.5)$$

В формулах (2.26)-(2.29) индекс p означает принадлежность частице или капле; ∞ — условия в газовом потоке; u, v, w — компоненты скорости по трем направлениям: x, y, z ;

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p D_p^2} \frac{C_p Re}{24},$$

μ — коэффициент молекулярной вязкости газа; ρ_p — плотность частицы; D_p — диаметр частицы; $Re = \frac{\rho D_p |V_p - V_\infty|}{\mu}$ — число Рейнольдса.

распределения (2.26)-(2.28) включают в себя дополнительные члены $\frac{dD_p}{dt}, \frac{db}{dt}, \frac{dn}{dt}$, учитывающие ускорение газового потока, окружающего форсунку.

$$F_x = \left(\frac{\rho_\infty}{2\rho_p + \rho_\infty} \right) u_\infty \frac{\partial u_\infty}{\partial x}.$$

Из уравнений топлива, распыливаемых с помощью форсунок, можно определить распределение капель по размерам с помощью уравнения Розина-Раммлера

$$M_p = \exp(-bD^n),$$

где M_p — массовая доля капель с размером, большим, чем D ; b, n — эмпирические константы, характеризующие дисперсность и равномерность распыливания.

Из уравнения характеристика полидисперсности $y = D_{p0} / D_{p01}$ и параметра $m = bD_{p01}^n$ (индекс 1 относится к частице максимального размера) тогда

$$M_p = \exp(-my^n).$$

Для определения диаметра капли наибольшего размера D_{p0} по эмпирическим зависимостям [16] относительной величины среднего диаметра капли по Заутеру D_{ps} от геометрических размеров форсунок, параметров впрыска и физических свойств распыливаемого топлива:

для форсунок механического распыливания

$$\frac{D_{ps}}{d_c} = 2.35 \left(\frac{\mu_f^2}{\rho_f \sigma_f d_c} \right)^{-0.18} \left(\frac{v_f d_c}{v_f} \right)^{-0.473}; \quad (2.30)$$

для форсунок воздушно-механического распыливания

$$\frac{D_{ps}}{d_c} = 1.21 \left(\frac{\mu_f^2}{\rho_f \sigma_f d_c} \right)^{-0.0186} \left[\frac{\rho_a (v_a - v_f)^2 d_c}{\sigma_f} \right]^{-0.334}. \quad (2.31)$$

В формулах (2.30), (2.31) μ_f, ν_f, σ_f — коэффициенты динамической, кинематической вязкости и поверхностного натяжения топлива; ρ_f — плотность топлива; v_f, v_a — скорости истечения топлива и воздуха из сопла форсунки диаметром d_c , определяемой по перепаду давления. Между D_{ps} и D_{pl} задается зависимость $D_{pl} = (1,9 \dots 2,6) D_{ps}$.

Если температура частицы меньше температуры равновесного испарения, используем уравнение баланса переноса тепла к векцией [76]:

$$m_p c_p \frac{dT_p}{dt} = hS(T_\infty - T_p), \quad (2.32)$$

где m_p — масса частицы; c_p — теплоемкость топлива при постоянном давлении; S — площадь поверхности частицы; T_∞ — местная температура газовой фазы; h — коэффициент теплопередачи к векцией, определяемый соотношением

$$Nu = \frac{hD_p}{k_\infty} = 2,0 + 0,6 Re_d^{1/2} Pr^{1/3},$$

k_∞, Pr — коэффициент теплопроводности и число Прандтля газовой фазы; Re_d — число Рейнольдса для капли; Nu — число Нуссельта.

Отметим, что уравнение (2.32) решается только для периода прогрева капли; в дальнейшем температура или равна температуре испарения (в случае легких топлив), или меняется с учетом фракционирования (в случае остаточных топлив).

Когда температура капли достигает точки кипения, решается уравнение изменения диаметра

$$\frac{dD_p}{dt} = -\frac{C_b}{2D_p} \left(1 + 0,23 Re_d^{1/2} \right), \quad (2.33)$$

в котором C_b — константа испарения, определяемая по зависимости

$$C_b = \frac{8k_\infty}{\rho_f c_{p\infty}} \ln \left[1 + \frac{c_{p\infty}}{h_{fe}} (T_\infty - T_d) \right],$$

где k_∞ — коэффициент теплоемкости газа; h_{fe} — теплота испарения топлива.

Следующая стадия горения тяжелого жидкого топлива — горение окислительной частицы кокса — начинается при достижении величины относительного диаметра капли значения, равного отношению ее радиуса к радиусу коксового остатка $n_c = D_c / D_{co}$ (для различных топлив значения n_c берутся из работы [55]).

Взаимодействие углерода с кислородом достигается посредством молекулярной диффузии газообразного окислителя к поверхности коксовой частицы. Для учета диффузионного сопротивления факторов определим первоначально параметры

$$R_1 = C_1 \frac{\left[(T_p + T_\infty) / 2 \right]^{0,75}}{D_p}; \quad R_2 = C_2 \exp(E / RT_p)$$

и введем уравнение изменения массы коксовой частицы при ее горении

$$\frac{dm_p}{dt} = -\pi D_p^2 \frac{\rho R T X_{O_2}}{M_{O_2}} \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}, \quad (2.34)$$

где X_{O_2} — массовая доля кислорода; M_{O_2} — молекулярный вес кислорода; C_1 и C_2 — постоянные.

Уравнения (2.26)–(2.28), (2.32)–(2.34) представляют собой замкнутую систему, которая при соответствующих начальных условиях и известных характеристиках газообразной фазы определяет изменение во времени транспортных свойств частицы.

2.4. Кинетическая схема высокотемпературного окисления углеводородов в плазменной струе

Задача количественного нахождения концентраций продуктов высокотемпературного окисления углеводородного топлива в топливных устройствах судовой энергетике и плазмохимических эле-

ментах усугубляется недостаточной определенностью в описании самого химического механизма (особенно при плазменных температурах ведения процессов), а также сложностью математического описания и численного решения систем алгебраических и дифференциальных уравнений.

В работах [42,44] на основе кинетической схемы, включающей в себя 144 реакции с 28 компонентами, были предприняты попытки рассчитать состав продуктов плазмохимического реактора. Однако они были ограничены предположением о постоянной температуре проведения процессов окисления, что устранило необходимость решения уравнений сохранения энергии для реагентов, продуктов, и недостаточной проработкой механизмов образования оксидов азота. Кинетическая модель процессов высокотемпературного окисления и плазмохимической переработки углеводородного сырья с учетом подвода теплоты в электродуговом кателе плазменного генератора и детального описания процессов разложения и разложения загрязняющих веществ позволяет получить более достоверные и точные результаты.

Разработка схемы высокотемпературного окисления углеводородов в сочетании с механизмом образования и разложения оксидов азота проведена с использованием данных и рекомендаций многочисленных работ [5,19,24,31,42,46,71,90,104]. Термодинамические свойства химических веществ брались по справочным данным [9,40].

Предложенная обобщенная кинетическая схема (табл. 2.1) включает в себя 258 реакции с 58 компонентами: CH_3 , CH_2 , CH_2OH , CH , CH_2O , HCO , CH_3O , HOONO , HSCCHCH , C_2H_5 , C_2H , C_2H_2 , C_3H_2 , HCCO , CH_2CO , C , H , O , OH , HO_2 , H_2O_2 , CH_2SING , C_4H , NH_2 , NH , HCCOH , H_2CCCH , CN , H_2CN , HCNO , HOCN , HNCO , C_2N_2 , HNO , NNH , N , HOCO , NOO , HNNO , OSING , HONO , HCN , N_2O , C_2H_6 , C_2H_4 , CH_4 , NH_3 , H_2 , CO_2 , CO , NO , H_2O , AR , O_2 , N_2 , причем первые 154 реакции описывают механизм окисления газообразного углеводородного топлива, а остальные 104 реакции — образование загрязняющих азотосодержащих соединений. Ее особенностями являются возможность моделирования процессов химического реагирования в широком диапазоне изменения давления, характерном для судовых топочных устройств (от 0,1 до 5,0 МПа), а также относительная простота адаптации к расчетам схем окисления высших углеводородов. Константы скоростей элементарных реакций принимались исходя из диапазона изменения температуры от 250...300 К до

Элементарные реакции					
1. $\text{CH}_3 + \text{CH}_3 \rightarrow \text{M} = \text{C}_2\text{H}_6$	9.03-10 ¹³	1. $\text{CH}_3 + \text{CH}_3 \rightarrow \text{M} = \text{C}_2\text{H}_6$	-1.0	1. $\text{CH}_3 + \text{CH}_3 \rightarrow \text{M} = \text{C}_2\text{H}_6$	-1.0
2. $\text{CH}_3 + \text{H} \rightarrow \text{M} = \text{CH}_4$	6.00-10 ¹⁶	2. $\text{CH}_3 + \text{H} \rightarrow \text{M} = \text{CH}_4$	3.0	2. $\text{CH}_3 + \text{H} \rightarrow \text{M} = \text{CH}_4$	3.0
3. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 \rightarrow \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	7.90-10 ¹³	3. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 \rightarrow \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	0	3. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 \rightarrow \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	0
4. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	2.20-10 ⁴	4. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	1.5	4. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	1.5
5. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.02-10 ⁹	5. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	2.1	5. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	2.1
6. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.60-10 ⁶	6. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	6. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
7. $\text{CH}_3 + \text{HO}_2 = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}_2$	1.80-10 ¹¹	7. $\text{CH}_3 + \text{HO}_2 = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}_2$	0	7. $\text{CH}_3 + \text{HO}_2 = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}_2$	0
8. $\text{CH}_3 + \text{NO}_2 = \text{CH}_3 + \text{HNO}_2$	2.00-10 ¹³	8. $\text{CH}_3 + \text{NO}_2 = \text{CH}_3 + \text{HNO}_2$	0	8. $\text{CH}_3 + \text{NO}_2 = \text{CH}_3 + \text{HNO}_2$	0
9. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{O}$	2.03-10 ¹⁹	9. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{O}$	-1.6	9. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{O}$	-1.6
10. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	8.00-10 ¹³	10. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	10. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
11. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹⁴	11. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	11. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
12. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	1.00-10 ¹⁴	12. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0	12. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0
13. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	7.50-10 ⁶	13. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.0	13. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.0
14. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	9.00-10 ¹³	14. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0	14. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0
15. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	2.00-10 ²⁵	15. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	-2.7	15. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	-2.7
16. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹⁴	16. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	16. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
17. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	2.00-10 ¹³	17. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0	17. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	0
18. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.00-10 ¹³	18. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	18. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
19. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	19. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	19. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
20. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	20. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	20. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
21. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	21. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	21. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
22. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	22. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	22. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
23. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	6.30-10 ¹⁰	23. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	0	23. $\text{CH}_3 + \text{O}_2 = \text{CH}_3 + \text{HO}_2$	0
24. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.48-10 ¹³	24. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	24. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
25. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	1.00-10 ¹⁸	25. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	-1.6	25. $\text{CH}_3 + \text{H} = \text{CH}_3 + \text{H}_2$	-1.6
26. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.13-10 ⁷	26. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.0	26. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.0
27. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	2.50-10 ¹³	27. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	27. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
28. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	28. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	28. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
29. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	29. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	29. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
30. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	30. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	30. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
31. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	31. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	31. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
32. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	32. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	32. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
33. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	33. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	33. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
34. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	34. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	34. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
35. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	35. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	35. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
36. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	36. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	36. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
37. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	1.00-10 ¹³	37. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0	37. $\text{CH}_3 + \text{OH} = \text{CH}_3 + \text{H}_2\text{O}$	0
38. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	1.00-10 ¹³	38. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0	38. $\text{CH}_3 + \text{O} = \text{CH}_3 + \text{OH}$	0
39. $\text{C} + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{O}$	5000	39. $\text{C} + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{O}$	0	39. $\text{C} + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{O}$	0
40. $\text{C} + \text{OH} = \text{CO} + \text{H}$	5000	40. $\text{C} + \text{OH} = \text{CO} + \text{H}$	0	40. $\text{C} + \text{OH} = \text{CO} + \text{H}$	0
41. $\text{C} + \text{CH}_3 = \text{C}_2\text{H}_2 + \text{H}$	15100	41. $\text{C} + \text{CH}_3 = \text{C}_2\text{H}_2 + \text{H}$	0	41. $\text{C} + \text{CH}_3 = \text{C}_2\text{H}_2 + \text{H}$	0
42. $\text{C} + \text{CH}_2 = \text{C}_2\text{H} + \text{H}$	26700	42. $\text{C} + \text{CH}_2 = \text{C}_2\text{H} + \text{H}$	0	42. $\text{C} + \text{CH}_2 = \text{C}_2\text{H} + \text{H}$	0
43. $\text{CH}_2 + \text{CO}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{CO}$	25000	43. $\text{CH}_2 + \text{CO}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{CO}$	0	43. $\text{CH}_2 + \text{CO}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{CO}$	0
44. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{CO} + \text{H}_2$	0	44. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{CO} + \text{H}_2$	0	44. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{CO} + \text{H}_2$	0
45. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2$	0	45. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2$	0	45. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2$	0
46. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0	46. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0	46. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0
47. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{O}$	0	47. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{O}$	0	47. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CH}_2\text{O} + \text{O}$	0
48. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0	48. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0	48. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO}_2 + \text{H}_2$	0
49. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2\text{O}$	0	49. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2\text{O}$	0	49. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{H}_2\text{O}$	0
50. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{OH} + \text{H}$	2600	50. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{OH} + \text{H}$	0	50. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{CO} + \text{OH} + \text{H}$	0
51. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{HCO} + \text{OH}$	1500	51. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{HCO} + \text{OH}$	0	51. $\text{CH}_2 + \text{O}_2 = \text{HCO} + \text{OH}$	0
52. $\text{CH}_2 + \text{OH} = \text{HCO} + \text{H}_2$	3000	52. $\text{CH}_2 + \text{OH} = \text{HCO} + \text{H}_2$	0	52. $\text{CH}_2 + \text{OH} = \text{HCO} + \text{H}_2$	0
53. $\text{CH}_2 + \text{H} = \text{HCO} + \text{H}_2$	0	53. $\text{CH}_2 + \text{H} = \text{HCO} + \text{H}_2$	0	53. $\text{CH}_2 + \text{H} = \text{HCO} + \text{H}_2$	0
54. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{HCO} + \text{H}$	0	54. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{HCO} + \text{H}$	0	54. $\text{CH}_2 + \text{O} = \text{HCO} + \text{H}$	0

129. $C_2H_2+O_2=HCCO+OH$	2.00-10 ⁸	1.5	30100	156. $CN+N=C+N_2$	1.04-10 ¹⁵	-0.5	0
128. $C_4H_2+O=C_3H_2+CO$	1.20-10 ¹²	0	0	155. $CH+N_2=HCN+N$	3.00-10 ¹¹	0	13600
127. $CH_2SING+C_2H_2=$ $=H_2CCH+H$	3.00-10 ¹³	0	0	154. $H_2O_2+OH=H_2O+HO_2$	1.00-10 ¹³	0	1800
126. $H_2CCH+H=M$	1.00-10 ¹⁶	0	0	153. $H_2O_2+H=HO_2+H_2$	1.60-10 ¹²	0	3800
125. $2C_2H_2=H_2CCHCH+H$	2.00-10 ¹²	0	45900	152. $H_2O_2+M=2OH+M$	1.30-10 ¹⁷	0	45500
124. $H_2CCHCH+OH=C_2H_2+H_2O$	2.00-10 ¹³	0	0	151. $2HO_2=H_2O_2+O_2$	2.00-10 ¹²	0	0
123. $H_2CCHCH+O=C_2O+C_2H$	2.00-10 ¹³	0	0	150. $H+HO_2=H_2+O_2$	1.25-10 ¹³	0	0
122. $H_2CCHCH+O_2=$ $=CH_2CO+HCO$	3.00-10 ¹⁰	0	2868	149. $O+O+M=O_2+M$	1.89-10 ¹³	0	-1788
121. $C_3H_2+O_2=HCO+HCCO$	1.00-10 ¹³	0	0	148. $H+O+M=OH+M$	6.20-10 ¹⁵	-0.6	0
120. $C_4H_2+OH=C_3H_2+HCO$	6.66-10 ¹²	0	-410	147. $H+OH+M=H_2O+M$	1.60-10 ²²	-2.0	0
119. $CH_2+C_2H_2=H_2CCHCH+H$	1.20-10 ¹³	0	6600	146. $2H+CO_2=H_2+CO_2$	5.49-10 ²⁰	-2.0	0
118. $CH_2+HCCO=C_2H_3+CO$	3.00-10 ¹³	0	0	145. $H+H+H_2O=H_2+H_2O$	6.00-10 ¹⁹	-1.3	0
117. $2C_2H_2=C_2H_2+H_2$	4.00-10 ¹³	0	0	144. $H+H+H_2=2H_2$	9.20-10 ¹⁶	-0.6	0
116. $C_2H_2+OH=HCCO+H$	2.00-10 ¹³	0	0	143. $H+H+M=H_2+M$	1.00-10 ¹⁸	-1.0	0
115. $C_2H_2+O=CH+CO$	5.00-10 ¹³	0	0	142. $2OH=O+H_2O$	6.00-10 ¹⁸	1.3	0
114. $CH_2SING+H=CH_2+H$	2.00-10 ¹⁴	0	0	141. $O+HO_2=O_2+OH$	1.40-10 ¹³	0	1073
113. $CH_2SING+H_2=CH_3+H$	7.00-10 ¹³	0	0	140. $H+HO_2=2OH$	1.66-10 ¹⁴	0	880
112. $CH_2SING+O_2=$ $=CO+OH+H$	3.00-10 ¹³	0	0	139. $OH+HO_2=H_2O+O_2$	7.50-10 ¹²	0	0
111. $CH_2SING+C_2H_6=$ $=CH_3+C_2H_3$	1.20-10 ¹⁴	0	0	138. $H+O_2+M=HO_2+M$	3.61-10 ¹⁷	-0.7	0
110. $CH_2SING+CH_4=2CH_3$	4.00-10 ¹³	0	0	137. $O+H_2=OH+H$	5.06-10 ⁴	2.7	6290
109. $CH_2SING+M=CH_2+M$	1.00-10 ¹³	0	0	136. $O+OH+M=HO_2+M$	2.10-10 ¹⁸	-1.3	790
108. $2HCCO=C_2H_2+2CO$	1.00-10 ¹³	0	0	135. $O+OH=O_2+H$	3.61-10 ¹⁴	-0.5	410
				134. $OH+H_2=H_2O+H$	1.17-10 ⁹	1.3	3626
				133. $H_2+O_2=2OH$	1.70-10 ¹⁵	0	1780
				132. $C_2H_2+M=C_2H+H-M$	0.00-10 ¹⁵	0	0
				131. $C_2H_2+M=C_2H+H-M$	0.00-10 ¹⁵	0	0

81. $H_2+C_2H=C_2H_2+H$	4.09-10 ³	2.4	854	82. $H+C_2H_2(M)=C_2H_3(M)$	5.54-10 ¹²	0	2410
80. $C_2H_2+O=HCCO+H$	1.02-10 ⁷	2.0	1900	81. $C_2H_2+H=C_2H_3$	4.00-10 ¹³	0	0
79. $C_2H_2+O=C_2H+CO$	1.02-10 ⁷	2.0	1900	80. $C_2H_2+H=C_2H_3$	3.00-10 ¹³	0	0
78. $C_2H_3+O_2=C_2H_2+HO_2$	8.43-10 ¹¹	0	3875	79. $C_2H_2+H=C_2H_3$	1.00-10 ¹⁴	0	0
77. $C_2H_3+H=CH_3+CH_3$	1.60-10 ¹⁴	0	0	78. $C_2H_2+H=C_2H_3$	3.00-10 ¹³	0	1500
76. $H+C_2H_4(M)=C_2H_3(M)$	2.21-10 ¹³	0	2066	77. $C_2H_2+H=C_2H_3$	3.00-10 ¹⁴	0	70980
75. $CH_2+CH_3=C_2H_3+H$	3.00-10 ¹³	0	5955	76. $CH_2+CH_3=C_2H_3+H$	7.50-10 ¹²	0	2000
74. $C_2H_3+OH=C_2H_2+H_2O$	2.20-10 ¹³	0	746	75. $CH_2+CH_3=C_2H_3+H$	1.00-10 ¹³	0	8000
73. $C_2H_3+O=CH_3+HCO$	1.60-10 ⁹	1.2	8500	74. $C_2H_3+O=CH_3+HCO$	5.00-10 ¹³	0	8000
72. $C_2H_3+H=C_2H_2+H_2$	1.10-10 ¹⁴	1.1	1810	73. $C_2H_3+H=C_2H_2+H_2$	1.13-10 ¹³	0	3428
71. $C_2H_2+OH=C_2H_3+H_2O$	8.70-10 ⁹	2.0	5113	72. $C_2H_2+OH=C_2H_3+H_2O$	1.75-10 ¹²	0	1350
70. $C_2H_2+O=C_2H_3+OH$	3.00-10 ⁷	3.5	5210	71. $C_2H_2+O=C_2H_3+OH$	3.16-10 ¹⁵	-0.6	15000
69. $C_2H_2+H=C_2H_3+H_2$	5.40-10 ²	4.0	8300	70. $C_2H_2+H=C_2H_3+H_2$	1.00-10 ¹³	0	0
68. $C_2H_2+CH_3=C_2H_3+CH_4$	5.50-10 ⁻¹	4.0	22934	69. $C_2H_2+H=C_2H_3+H_2$	4.83-10 ⁻⁴	4.0	-2000
67. $HO_2+CO=CO_2+OH$	5.80-10 ¹³	0	41000	68. $C_2H_2+H=C_2H_3+H_2$	2.18-10 ⁻⁴	4.5	-1000
66. $CO+O_2=CO_2+O$	1.60-10 ¹²	0.5	33978	67. $HO_2+CO=CO_2+OH$	5.04-10 ³	2.3	13500
65. $HOCO(M)=CO_2+H(M)$	5.89-10 ¹²	0.3	32925	66. $CO+O_2=CO_2+O$	3.37-10 ⁷	2.0	14000
64. $HOCO(M)=CO_2+H(M)$	1.74-10 ¹²	0.3	-1234	65. $HOCO(M)=CO_2+H(M)$	5.00-10 ¹³	0	0
63. $CO+OH(M)=CO_2+H(M)$	2.45-10 ⁻³	3.7	3000	64. $HOCO(M)=CO_2+H(M)$	3.00-10 ¹³	0	0
62. $CO+O+M=CO_2+M$	6.17-10 ¹⁴	-0.4	0	63. $CO+OH(M)=CO_2+H(M)$	3.00-10 ¹³	0	0
61. $HCO+O_2=HO_2+CO$	3.30-10 ¹³	0	0	62. $CO+O+M=CO_2+M$	5.00-10 ¹²	0	0
60. $HCO+O=CO_2+H$	3.00-10 ¹³	0	0	61. $HCO+O_2=HO_2+CO$	4.00-10 ¹²	0	-250
59. $HCO+O=CO+OH$	1.19-10 ¹³	0.3	0	60. $HCO+O=CO_2+H$	3.00-10 ¹³	0	0
58. $HCO+H=CO+H_2$	2.50-10 ¹⁴	0	16802	59. $HCO+O=CO+OH$	4.00-10 ¹³	0	0
57. $HCO+M=H+CO+M$	1.00-10 ¹⁴	0	0	58. $HCO+H=CO+H_2$	4.00-10 ¹³	0	0
56. $HCO+OH=H_2O+CO$	1.80-10 ¹³	0	3080	57. $HCO+M=H+CO+M$	5.54-10 ¹²	0	2410
55. $CH_2+O=HCO+OH$				56. $HCO+OH=H_2O+CO$			
Элементарные реакции				Элементарные реакции			
a	b	E		a	b	E	

Элементарные реакции				Элементарные реакции			
№	Δ	Δ	Δ	№	Δ	Δ	Δ
157. CH ₂ +N ₂ =HCN+NH	1.00-10 ¹³	0	74000	184. CN+O=CO+N	1.80-10 ¹³	0	0
158. HCN+N ₂ =N ₂ +CH ₂	2.00-10 ¹³	0	0	185. CN+O ₂ =NCO+O	5.60-10 ¹²	0	0
159. HCN+H ₂ =HCN+H+M	3.00-10 ¹⁴	0	22000	186. CN+OH=NCO+H	6.00-10 ¹³	0	0
160. C+N ₂ =CN+O	3.00-10 ¹⁴	0	0	187. CN+HCN=C ₂ N ₂ +H	2.00-10 ¹³	0	0
161. CH+N ₂ =HCN+O	6.60-10 ¹³	0	0	188. CN+NO ₂ =NCO+NO	3.00-10 ¹³	0	0
162. CH ₂ +NO=HCN+O+H	1.10-10 ¹⁴	0	0	189. CN+N ₂ O=NCO+N ₂	1.00-10 ¹³	0	0
163. CH ₂ +NO=HCN+H ₂ O	1.39-10 ¹²	6	-1100	190. C ₂ N ₂ +O=NCO+CN	4.57-10 ¹²	0	8880
164. CH ₃ +NO=H ₂ CN+OH	1.00-10 ¹¹	9	15000	191. C ₂ N ₂ +OH=HCN+CN	1.86-10 ¹¹	0	2900
165. HCCO+NO=HCN+CO	2.00-10 ¹³	0	0	192. H ₂ O ₂ +NO=NO ₂ +OH	1.10-10 ¹⁴	-0.7	500
166. CH ₂ SING+NO=HCN+OH	2.00-10 ¹³	0	0	193. H ₂ O ₂ +NO+M=HOONO+M	1.50-10 ²⁴	-3.5	2202
167. HCN+H ₂ =HCN+H	2.00-10 ¹³	0	0	194. OH+NO ₂ =HOONO	5.80-10 ²⁸	-6.1	3422
168. CH ₂ +N=HCN+H	1.00-10 ¹⁴	0	0	195. NO ₂ +H=NO+OH	7.20-10 ¹³	0	10
169. CH+N=CN+H	5.00-10 ¹³	0	0	196. NO ₂ +H+M=HONO+M	1.40-10 ¹⁸	-1.5	899
170. CO ₂ +N=NO+CO	1.90-10 ¹¹	0	0	197. NO ₂ +O=NO+O ₂	1.00-10 ¹³	0	0
171. HCCO+N=HCN+CO	5.00-10 ¹³	0	0	198. NO ₂ +M=NO+O(M)	1.00-10 ¹³	0	600
172. CH ₃ +N=H ₂ CN+H	3.00-10 ¹³	0	0	199. NCO+H=NH+CO	7.60-10 ¹⁸	-1.3	73287
173. C ₂ H ₂ +N=HCN+CH ₂	2.00-10 ¹³	0	0	200. NCO+O=NO+CO	5.00-10 ¹³	0	0
174. H ₂ CCCCH+N=HCN+C ₂ H ₂	1.00-10 ¹³	0	0	201. NCO+N=N ₂ +CO	2.00-10 ¹³	0	0
175. HCN+OH=CN+H ₂ O	1.45-10 ¹³	0	0	202. NCO+OH=NO+CO+H	2.00-10 ¹³	0	0
176. OH+HCN=HCN+H	1.45-10 ¹³	0	0	203. NCO+M=N+CO+M	1.00-10 ¹³	0	0
177. OH+HCN=HCN+O+H	5.85-10 ⁴	2.4	1000	204. NCO+NO=N ₂ O+CO	3.10-10 ¹⁶	-0.5	48000
178. OH+HCN=NH ₂ +CO	1.98-10 ⁻³	4.0	1000	205. NCO+H ₂ =HNCO+H	1.00-10 ¹³	0	-390
179. HCN+H=HNCO+H	7.83-10 ⁻⁴	4.0	4000	206. HNCO+H=NH ₂ +CO	8.58-10 ¹²	0	9000
180. HCN+O=NCO+H	1.38-10 ⁴	2.6	4980	207. NH+O ₂ =HNO+O	2.00-10 ¹³	0	3000
181. HCN+O=NH+CO	3.45-10 ³	2.6	4980	208. NH+O ₂ =NO+OH	1.00-10 ¹³	0	12000
183. CN+H ₂ =HCN+H	2.70-10 ⁹	1.6	26600	209. NH+ON=ON+H	7.60-10 ¹⁰	0	1530

Продолж. табл. 2.1

4000...5000 К в процессах высокотемпературного (плазмохимического) окисления [27,35,42,83,90].

Отметим, что константы скоростей элементарных химических реакций выражаются формулой $k = AT^b \exp(-E/RT)$, где A — предэкспоненциальный множитель, моль/(см²·с); T — температура процесса; b — показатель степени при температуре; E — энергия активации, кал/моль; R — универсальная газовая постоянная.

С ухудшением физико-химических показателей углеводородных топлив при переводе судовых энергетических установок относительно дешевых их сорта возрастает роль ароматических составляющих сырья в процессах горения и увеличивается общее количество углеводородов, наблюдаемых в выхлопных газах двигателей, некоторые из которых являются канцерогенами. Сжигание топлив с большой концентрацией олефинов и ароматических соединений приводит к образованию продуктов сгорания, содержащих относительно высокие концентрации активных углеводородов и полициклических органических компонентов. Неопределенность многих химических реакций с участием углеводородов проявляется особенно с увеличением их молекулярной массы, снижает точность кинетических расчетов. Однако в настоящее время она в значительной степени уменьшается благодаря интенсивному развитию вычислительных схем и методов измерений стабильных и промежуточных соединений.

Теоретический анализ процессов высокотемпературного окисления ароматических соединений выполнен на основе детального механизма окисления бензола C₆H₆ [104], дополненного химическими реакциями, моделирующими образование и разложение оксидов азота при высоких температурах.

2.5. Численная схема расчета и граничные условия

Рассмотрим некоторые особенности численной схемы решения приведенных выше дифференциальных уравнений в частных производных. Решение уравнений для газовой фазы основывается на конечно-разностном методе ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) [68]. Для этого метода свойственна возможность перемещения ортогональных контрольных объемов совместно с перемещением движущихся деталей камеры сгорания, например поршня, что позволяет рассчитывать нестационарные процессы в дизельных двигателях. Если геометрия точного устройства не изменяется,

то для контрольных объемов не происходит и алгоритм решения дифференциальных уравнений для газовой системы близок к алгоритму SIMPLE [92].

Основные уравнения сохранения для многокомпонентной газовой системы могут быть записаны в следующем виде [69,83]

уравнение сохранения массы (неразрывности)

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u) = \dot{\rho}^s; \quad (2.35)$$

уравнение сохранения количества движения

$$\frac{\partial (\rho u)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u u) = -\nabla p - \nabla(2/3 \rho k) + \nabla \cdot \sigma + F^s + \rho g; \quad (2.36)$$

уравнение сохранения химических компонентов

$$\frac{\partial (\rho m)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho m u) = \nabla \cdot \left[\rho D \nabla \left(\frac{\rho m}{\rho} \right) \right] + \dot{\rho}_m^s + \dot{\rho}^s \delta_{mi}; \quad (2.37)$$

уравнение сохранения внутренней энергии

$$\frac{\partial (\rho e)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u e) = -\rho \nabla \cdot u - \nabla \cdot J + \rho \dot{e} + \dot{Q}^s + \dot{Q}^t; \quad (2.38)$$

уравнение переноса кинетической энергии турбулентности

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u k) = -2/3 \rho k \nabla \cdot u + \frac{\sigma}{\nabla u} + \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu}{Pr_k} \right) \nabla k \right] - \rho \dot{e} + \dot{W}^s; \quad (2.39)$$

уравнение переноса скорости диссипации турбулентной энергии

$$\frac{\partial (\rho \epsilon)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho u \epsilon) = -\left(2/3 C_{\epsilon_1} - C_{\epsilon_2} \right) \rho \epsilon \nabla \cdot u + \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu}{Pr_\epsilon} \right) \nabla \epsilon \right] + \frac{\epsilon}{k} \left[C_{\epsilon_1} \frac{\sigma}{\nabla u} - C_{\epsilon_2} \rho \epsilon + C_{\epsilon_3} \dot{W}^s \right]. \quad (2.40)$$

Приведенные выше соотношения записаны в векторной форме, для которой оператор

$$\nabla = i \frac{\partial}{\partial x} + j \frac{\partial}{\partial y} + k \frac{\partial}{\partial z},$$

где i, j, k — единичные векторы в направлениях x, y и z , а v — скорость

$$u = u(x, y, z, t)i + v(x, y, z, t)j + w(x, y, z, t)k.$$

В уравнениях (2.35)–(2.40) $\dot{\rho}^s$ — источникный член, учитывающий влияние жидкой фазы в уравнениях неразрывности и химических компонентов; σ — тензор вязких напряжений; F^s — изменение количества движения в единице объема в результате возмущения струи топлива; $\dot{\rho}_m^s$ — источникный член, учитывающий влияние химической кинетики в уравнении сохранения химических компонентов; δ — дельта-функция Дирака; I — внутренняя энергия; J — вектор теплового потока; $\dot{Q}^c, \dot{Q}^s$ — источникные члены, учитывающие влияние химической кинетики и жидкой фазы в уравнении сохранения внутренней энергии; $\dot{W}^s$ — источникный член, учитывающий влияние жидкой фазы в уравнении переноса k и $C_{e1}, C_{e2}, C_{e3}, C_{e5}$ — постоянные модели турбулентности.

Моделирование полидисперсного факела жидкого топлива подаваемого через форсунку механического или воздушно-механического распыливания, осуществляется решением уравнения для функции распределения вероятности $f(x, v, r, T_d, y, t)$.

Обозначим шаг по времени через $\Delta t^n = t^{n+1} - t^n$, где n — номер итерационного цикла. Используемая численная схема предусматривает три фазы реализации цикла интегрирования: А, В и С. Фаза А и В включают в себя преобразование Лагранжа, для которой характерно движение вычислительных ячеек совместно с жидкостью; в фазе С распределение параметров жидкости не изменяется, а переносится в соответствующие узлы новой вычислительной сетки. В фазе А вычисляются источникные члены, определяющие столкновение и распад капель, а также дополнительные источникные члены в уравнениях сохранения массы и энергии в результате химического реагирования и впрыскивания струи топлива. В фазе В определяются градиенты давления в уравнениях сохранения количества движения, скорости — в уравнениях сохранения

энергии, а также источникные члены в уравнениях переноса механической энергии турбулентности и скорости ее диссипации. В дальнейшем индексы А, В и С в уравнениях конечно-разностных аппроксимаций будут означать параметры, соответствующие различным фазам вычислительной процедуры (отметим, что индекс А эквивалентен $n+1$ интервалу по времени). Структурная схема алгоритма расчета приведена на рис.2.2.

Используя алгоритм интегрирования разбиваем область течения на некоторое количество асимметричных (в общем случае) просторных гексаэдров с соответствующими вершинами, которые образуют вычислительный объем. Ячейки характеризуются индексами (i, j, k) , представляющими собой координаты в логическом пространстве. Индексы (i, j, k) также свойственны вершинам рассматриваемых ячеек; таким образом, координатами вершин, связанными в общем случае и от времени, являются x_{ijk} , y_{ijk} , z_{ijk} , а вектор их расположения находится так: $x_{ijk} = x_{ijk} + y_{ijk}j + z_{ijk}k$. Центр ячейки определяется как точка с координатами:

$$x_{ijk}^c = 1/8 \sum_{\alpha=1}^8 x_{\alpha}^c; y_{ijk}^c = 1/8 \sum_{\alpha=1}^8 y_{\alpha}^c; z_{ijk}^c = 1/8 \sum_{\alpha=1}^8 z_{\alpha}^c,$$

где $x_{\alpha}^c, y_{\alpha}^c, z_{\alpha}^c$ — координаты вершины α .

Для выполнения расчетов удобно ввести вспомогательные молярные ячейки, расположенные между вершинами основных ячеек. Такие ячейки используются в процессе решения дифференциальных уравнений сохранения количества движения и имеют 24 координаты, каждая из которых составляет четверть площади регулярной ячейки.

При конечно-разностных аппроксимациях скорости вычисляются в вершинах регулярных ячеек таким образом, что $u_{ijk} = u(x_{ijk}^c, y_{ijk}^c, z_{ijk}^c)$, а термодинамические свойства — в центре

ячейки: $Q_{ijk} = Q(x_{ijk}^c, y_{ijk}^c, z_{ijk}^c)$, где $Q = p, \rho, T, I, \rho_m, k, \varepsilon$.

Аппроксимацией выражений (2.35)–(2.40) являются следующие формулы [68]:

$$\frac{\rho_{ijk}^B V_{ijk}^B - \rho_{ijk}^n V_{ijk}^n}{\Delta t} = \rho_{ijk}^s V_{ijk}^n; \quad (2.41)$$

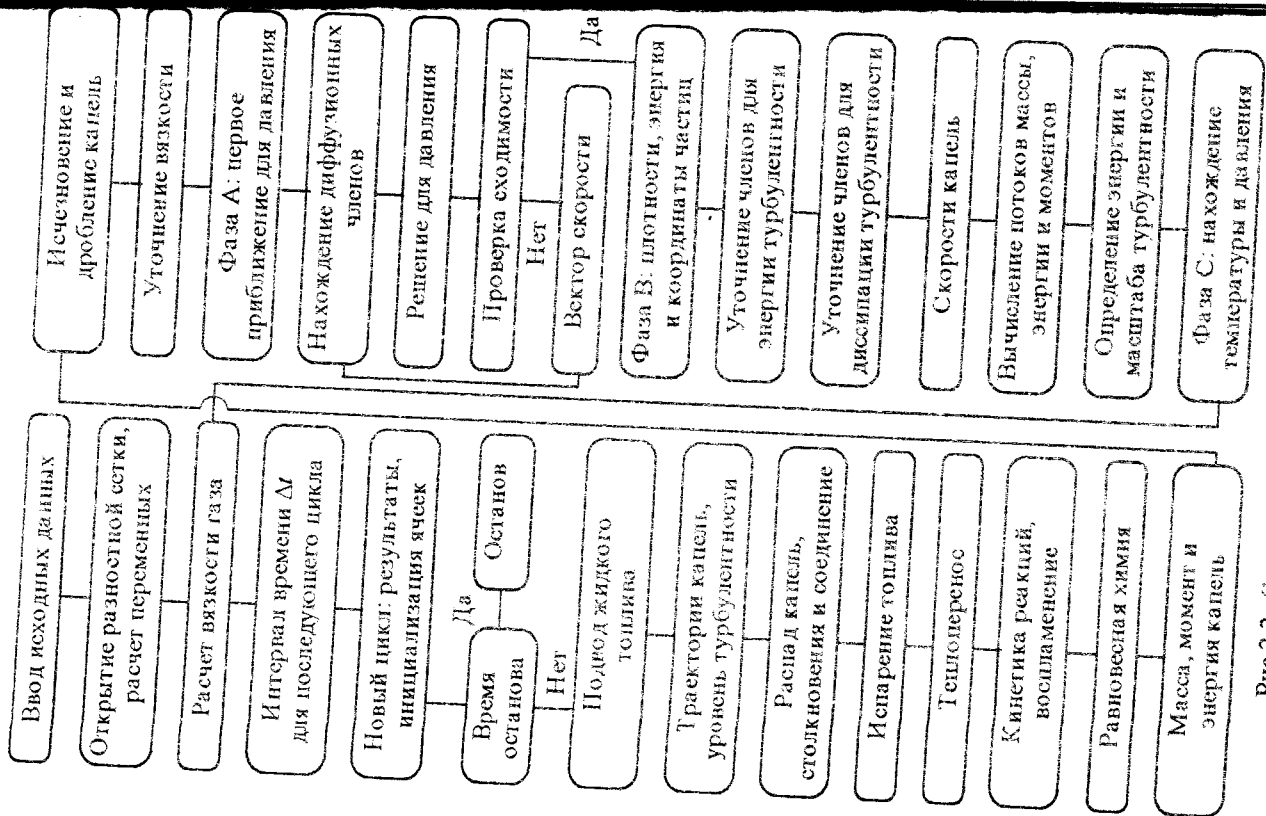


Рис.2.2. Структурная схема алгоритма расчета

$$\begin{aligned}
 \frac{(M^1)^n_{ijk} - (M^1)^n_{ijk} u_{ijk}^n}{\Delta t} &= - \sum_{\beta} \left[\Phi_{\beta} p^B + (1 - \Phi_{\beta}) p^n \right] (A^1)^n_{\beta} - \\
 &= - \sum_{\beta} \left[\Phi_{\beta} \sigma(u^B) + (1 - \Phi_{\beta}) \sigma(u^n) \right] (A^1)^n_{\beta} - \\
 &= - \sum_{\beta} \left[R^1_{ijk} + S^1_{ijk} u_{ijk}^B + g(M^1)^n_{ijk} - 0.05(M^1)^n_{ijk} \right] / \Delta t; \quad (2.42) \\
 \frac{(M^1)^n_{ijk} - (M^1)^n_{ijk} V_{ijk}^n}{\Delta t} &= - \sum_{\alpha} (\rho D)^n_{\alpha} \nabla \left[\Phi_{\alpha} Y_m^B + (1 - \Phi_{\alpha}) Y_m^A \right] A_{\alpha}^n + \\
 &+ \left[(\rho^c)^n_{ijk} + \rho_{ijk}^s \delta_{m1} \right] V_{ijk}^n; \quad (2.43) \\
 \frac{M^B_{ijk} - M^B_{ijk} I_{ijk}^n}{\Delta t} &= \frac{p_{ijk}^n + p_{ijk}^B}{2} \frac{V_{ijk}^B - V_{ijk}^n}{\Delta t} + \\
 &+ (1 - A_{\alpha}) \left[\Phi_{\alpha} \sigma(u^B) / \nabla u^B + (1 - \Phi_{\alpha}) \sigma(u^n) / \nabla u^n \right] V_{ijk}^n + \\
 &+ \sum_{\alpha} K_{\alpha}^n \nabla \left[\Phi_{\alpha} T^B + (1 - \Phi_{\alpha}) T^n \right] A_{\alpha}^n + \\
 &+ \sum_{\alpha} (\rho D)^n_{\alpha} \left[\sum_m h_m (T_{\alpha}^n) \nabla \left\{ \Phi_{\alpha} Y_m^B + (1 - \Phi_{\alpha}) Y_m^A \right\} A_{\alpha}^n + \right. \\
 &+ A_{\alpha} M_{ijk}^B \epsilon_{ijk}^A + V_{ijk}^n (\dot{Q}_{ijk}^c + \dot{Q}_{ijk}^s); \quad (2.44) \\
 \frac{M^B_{ijk} - M^B_{ijk} k_{ijk}^n}{\Delta t} &= - \frac{2}{3} \frac{p_{ijk}^B - p_{ijk}^n}{\rho_{ijk}^n} \frac{V_{ijk}^B - V_{ijk}^n}{\Delta t} \left[(1 - f_{ijk}^n) k_{ijk}^n + f_{ijk}^n k_{ijk}^B \right] + \\
 &+ (\psi D)_{ijk} + \sum_{\alpha} \frac{\mu_{\alpha}^n}{\rho_{ijk}^n} \nabla \left[\Phi_{\alpha} k^B + (1 - \Phi_{\alpha}) k^A \right] A_{\alpha}^n - \\
 &- M_{ijk}^B \frac{\epsilon_{ijk}^B}{k_{ijk}^n} k_{ijk}^B + \left(\dot{W}^s \right)_{ijk} V_{ijk}^n; \quad (2.45)
 \end{aligned}$$

В формулах (2.45) и (2.46) член, выражающий диссипацию турбулентной энергии за счет сил вязкости, определяется следующим образом:

$$(1/\nu)_{ijk} = V_{ijk}^n \left[\Phi_D \sigma (u^B) / \nabla u^B + (1 - \Phi_D) \sigma (u^n) / \nabla u^n \right]_{ijk},$$

где $\nu = 1$ при $V_{ijk}^B - V_{ijk}^n > 0$; в остальных случаях $\nu = 0$.

В конечно-разностном случае более рационально с точки зрения экономии машинного времени записывать основные уравнения в конечно-разностном виде, удобном для их численного решения:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho \Phi) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i \Phi) = \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\Gamma \Phi \frac{\partial \Phi}{\partial x_i} \right] + S_\Phi, \quad (2.47)$$

где Γ — коэффициент из исходных переменных; $\Gamma \Phi$ — диффузионный коэффициент; S_Φ — источники и стоки, представляющие собой соответственно конвективные и диффузионные члены.

Система уравнений (2.47) приводится к конечно-разностным уравнениям путем интегрирования во всех узлах расчетной сетки, на которых делится камера сгорания [86, 92]. Результаты алгебраические уравнения могут быть записаны в общей форме:

$$\Phi_P \sum_i (A_i - S_P) = \sum_i (A_i \Phi_i) - S_C,$$

где A_i — коэффициенты, содержащие конвективные и диффузионные члены; S_C и S_P — компоненты линеаризованных источников и стоков.

Система алгебраических уравнений наиболее часто решается с помощью неявной итерационной схемы SIMPLE [92], которая обеспечивает сходимость, т.е. удовлетворяет приведенным уравнениям, не требует определения числа итераций.

Для замыкания системы дифференциальных уравнений, описывающих процессы в топочных устройствах, необходимо задать граничные условия для всех границ расчетной области. Граничные условия задаются на осевых и радиальных входах, оси симметрии и выходе из камеры в соответствии с рекомендациями работ [54, 67, 92, 103] и используются при проведении экспериментов.

Граничные условия для скорости в районе стенок камеры в конечно-разностной программе могут выбираться из трех типов: отсут-

$$\begin{aligned} \frac{M_{ijk}^B - M_{ijk}^n}{\Delta t} = & - \left(\frac{2}{3} C_{e1} - C_{e3} \right) \rho_{ijk}^B \frac{V_{ijk}^B - V_{ijk}^n}{\Delta t} \left[(1 - f_{ijk}) \varepsilon_{ijk}^n + \right. \\ & \left. + f_{ijk} \varepsilon_{ijk}^B \right] + \sum_{\alpha} \frac{\mu_{\alpha}}{\rho_{T\alpha}} \nabla \left[\Phi^{\alpha} \varepsilon^B + (1 - \Phi^{\alpha}) \varepsilon^A \right]_{\alpha} + C_{e1} \frac{\varepsilon_{ijk}^n}{k_{ijk}^n} (V D)_{ijk} - \\ & - C_{e2} M_{ijk}^B \frac{\varepsilon_{ijk}^B}{k_{ijk}^B} + C_3 (W^s)_{ijk} \frac{\varepsilon_{ijk}^A}{k_{ijk}^n}. \end{aligned} \quad (2.48)$$

В формулах (2.41)–(2.46) V_{ijk} — объем вычислительной ячейки

(рис. 2.3); M_{ijk}^B , M_{ijk}^n — массы моментной и регулярной ячеек

A^1 , A — площади проекций поверхностей моментной и регулярной ячеек; Φ_P , Φ_D , Φ^B — параметры, улучшающие стабильность численного решения и зависящие от локальных чисел Куранта [6] ($C_s = c \Delta t / \Delta x$; $C_D = \mu \Delta t / \rho \Delta x^2$, где c — скорость звука; Δx — протяженность ячейки); R_{ijk}^1 , S_{ijk}^1 — члены, определяемые разностью скоростей жидкой и газообразных фаз [168]; $Y_m^x = \rho_m^x / \rho_x$ — массовая доля компонента m ($x = n, A, B$); $\tilde{T}$ — промежуточные значения температуры, вычисляемые по рекомендациям [68]; индексы α , относящиеся к регулярным и моментным ячейкам.

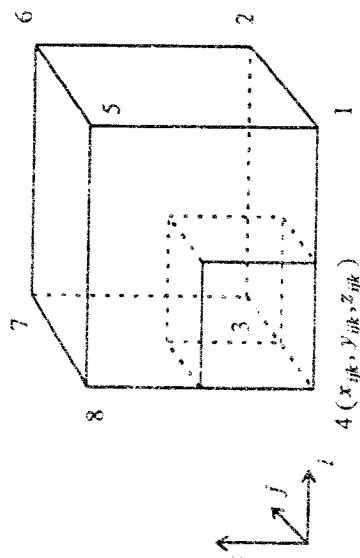


Рис. 2.3. Типичная конечно-разностная ячейка

ствие скольжения, свободное скольжение и турбулентный за-
изменения. В первом случае скорость газа равняется скорости ст-
ки $u = w_w k$, где w_w — скорость перемещения границы в направ-
нии z . Во втором и третьем случаях нормальная скорость газо-
разной фазы равняется нормальной скорости стенки $u_n = w_w k$.
Для свободного скольжения тангенциальный компонент тензо-
вязкостных напряжений равен нулю, а для турбулентного зако-
определяется по логарифмическому закону [86]

$$\frac{u}{u^*} = \frac{1}{K} \ln(Ey^+),$$

где $u^* = \sqrt{\tau_w / \rho}$; K — константа Кармана; E — параметр шерохо-
тости поверхности, принимаемый равным 9,8 для гладкой стенки
 $y^+ = \rho u^* y / \mu$ — безразмерное расстояние от стенки. Предполаг
равновесное состояние турбулентного пограничного слоя (ген-
рация энергии равна ее диссипации), величину y^+ более удобн
находить по выражению $y^+ = C_{\mu}^{1/4} \rho k^{1/2} y / \mu$.

Температурные граничные условия могут задаваться как дл
адиабатических стенок, так и для стенок с фиксированной темпе-
ратурой. По аналогии с определением напряжений сдвига для на-
хождения теплового потока вблизи стенок жаровой трубы
 $J_w = -k \nabla T \cdot n$ также используется логарифмический закон [86]

$$\frac{k_m (\Delta T / \Delta y)}{q} = \frac{1}{k_m y^+} \frac{Pr_t}{Pr} \ln(Ey^+) +$$

$$+ \frac{1}{y^+} \left(\frac{Pr_t}{Pr} \right)^{5/4} \frac{\pi/4}{\sin(\pi/4)} \left(\frac{A}{k_m} \right)^{1/4} \left(\frac{Pr}{Pr_t} - 1 \right).$$

При расчетах турбулентных потоков требуется задание гранич-
ных условий в районе стенок для характеристик турбулентности
Использованы следующие соотношения [68]:

$$\nabla k \cdot n = 0 \quad \text{и} \quad \varepsilon = C_{\mu \varepsilon} k^{3/2} / y,$$

$$\text{где } C_{\mu \varepsilon} = \left[\frac{C_{\mu}}{Pr_{\varepsilon} (C_{\varepsilon 2} - C_{\varepsilon 1})} \right]^{1/2}$$

Капли жидкости достигают стенки камеры сгорания, то
их скорости принимаются равными скорости стенки, а число Рей-
нольдса для капли $Re_d = 0$. Теплообмен между такими каплями и
стенкой границей отсутствует.

Топливная струя моделируется заданием соответствующих гео-
метрических характеристик форсунок, массового расхода, распре-
деления капель по размерам и скоростям. Возможны два типа рас-
пределения по размерам: монодисперсное ($\delta[r - \bar{r}]$) и экспоненци-
альное ($1/\bar{r} \exp[-r/\bar{r}]$), для которых величина усредненного ра-
диуса $\bar{r}$ не зависит от времени. Распределение направлений ско-
рости капель удобно приводить в сферической координатной си-
стеме (рис. 2.4), в которой ось z' совпадает с осью топливной струи.

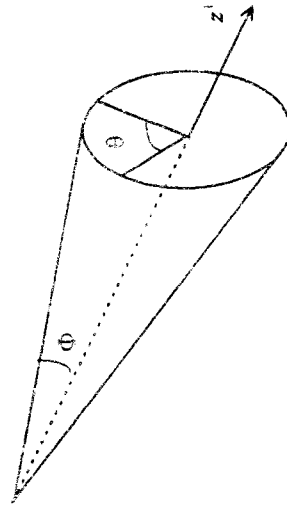


Рис. 2.4. Координатная система для топливной струи

Поларный угол Φ скоростей капель относительно оси струи изме-
няется равномерно в интервале $[\Phi_1, \Phi_2]$, а азимутальный угол θ — в
интервале $[0, 2\pi]$.

2.6. Повышение точности и экономичности конечно-разностного метода расчета

В большинстве работ, связанных с математическим моделиро-
ванием [54, 63], для упрощения построения разностной сетки и за-
писи граничных условий рассматриваются камеры сгорания толь-
ко с ортогональными обводами. Однако в действительности жа-
ровые трубы камер сгорания состоят из полусферической и не-
скольких конических обечайек, образующих криволинейные стен-

ки и соединяющихся с цилиндрической секций. Поэтому решение эффективно и точно. Системы дифференциальных уравнений в области течения, описанной криволинейными границами, необходимо уделить особое внимание.

В случае двумерного осесимметричного течения в камере сгорания и цилиндрических координат z и r уравнение (2.47) может быть модифицировано в виде, уменьшающем неопределенность нахождения градиентов давления вблизи стенок камеры:

$$a_{\varphi} \left[\frac{\partial}{\partial z} \left(\varphi \frac{\partial \psi}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial r} \left(\varphi \frac{\partial \psi}{\partial z} \right) \right] - \frac{\partial}{\partial z} \left[b_{\varphi} \frac{\partial}{\partial r} (c_{\varphi} \varphi) \right] - \frac{\partial}{\partial r} \left[b_{\varphi} \frac{\partial}{\partial z} (c_{\varphi} \varphi) \right] + d_{\varphi} = 0,$$

где φ — любая из искоемых зависимых переменных, в качестве которых могут быть выбраны напряженность вихря ω , функция ψ , тангенциальная составляющая скорости v_{θ} , коэффициент σ смеси f , энтальпия смеси h , кинетическая энергия турбулентности, скорость диссипации турбулентной энергии ϵ , усредненный во времени квадрат флуктуации концентрации g , концентрация пороchoго m_f [42, 48, 63].

Представленная система дифференциальных уравнений эллиптического типа достаточно эффективно решается численно по тодке, изложенной в [63]. При составлении разностной схемы интегро-интерполяционным методом используется несимметричная аппроксимация конвективных членов, ориентированная по направлению потока. Система конечно-разностных алгебраических уравнений решается итерационным методом Гаусса-Зейделя.

Наибольшие трудности возникают при задании граничных условий для напряженности вихря ω . Существующие литературные данные носят противоречивый характер и, в основном, относятся к потокам без горения. Для определения надежного метода, обладающего достаточной скоростью сходимости итерационного процесса и точностью, рассмотрены четыре схемы расчета граничных условий 1-4, которые были применены при моделировании процессов в камере сгорания длиной $L = 0,3$ м и диаметром $D = 0,15$ м в случае двух осевых входов, в которые подавались образцовое топливо (Г) и закрученный воздух (В).

Задавались следующие начальные условия: осевые скорости

топлива и топлива $30,5$ м/с, угол установки лопаток воздушного смесителя 78° , температура втекающих потоков 288 К, теплота сгорания топлива $4,16 \cdot 10^6$ Дж/кг; стехиометрическое соотношение σ . Решались уравнения для напряженности вихря, функции тока, коэффициента смеси, тангенциальной составляющей скорости и угла наклона смеси. Расчетная прямоугольная неравномерная разностная сетка с двумя криволинейными границами в диффузорном и входном участках показана на рис. 2.5, а.

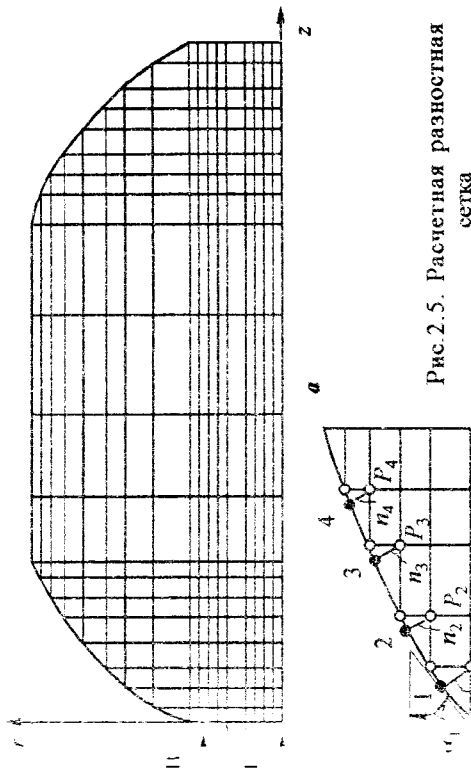


Рис. 2.5. Расчетная разностная сетка

Согласно первой схеме уравнения для напряженности вихря решаются на сетке с границей, отстоящей на один шаг от стенки, а уравнения для функции тока — на полной сетке. Поправка для функции тока в пристеночных узлах, учитывающая условие прилипания, явно не вводится; условие прилипания используется непосредственно при вычислении напряженности вихря в пристеночных узлах сетки с координатами z_{jp} , r_{jp} по формуле

$$\left(\frac{\partial \psi}{\partial r} \right)_{r_{jp}} = \frac{1}{r_{jp}^2} \left[\frac{4(\psi_{jp+1, jp-2} - 2\psi_{jp, jp} + \psi_{jp-1, jp})}{(z_{jp+1} - z_{jp-1})^2} + \frac{4}{(r_{jp+1} - r_{jp-1})^2} \times \right. \\ \left. - \left(\frac{jp}{jp+0,5} \left(1 - 1,5 \frac{jp}{jp-0,5} \right) \psi_{jp, jp} + \frac{jp}{jp-0,5} \left(1 - 0,5 \frac{jp}{jp+0,5} \right) \psi_{jp, jp-1} \right) \right].$$

Во второй схеме [63] напряженность вихря в узле на стенке явно определяется через ее значение в узле, отстоящем на один от стенки с координатами z_{js}, r_{js} :

$$\left(\frac{\omega}{r}\right)_{is,js} = g_1 + g_2 \left(\frac{\omega}{r}\right)_{jp,jp},$$

где g_1 и g_2 — специальные функции, имеющие различный вид стенок с постоянными r или z . Если рядом с пристеночным узлом находятся два узла, лежащих на границе, то в данной схеме, работанной для прямоугольных обводов, используется специальный прием для определения функции g_2 в верхней и нижней граничных точек, вызывающий некоторое увеличение величин напряженности вихря и который в области криволинейных ниц приходится применять систематически.

Третья схема моделирует условие скольжения на границе, этом предполагается, что толщина пограничного слоя меньше величины $r_{js} - r_{jp}$ и вихрь получается из условия Неймана

$$\omega_{jp} = \omega_{js}.$$

В четвертой предлагаемой схеме (рис. 2.5, б) вначале определяются нормали $n_1, n_2, \dots, n_i$ к криволинейной границе, а затем формуле второго порядка точности (приводится только для точки 1) — напряженность вихря в точках 1, 2, ..., i , не являющихся узлами расчетной сетки:

$$\left(\frac{\omega}{r}\right)_1 = -\frac{1}{r_1} \left\{ \frac{(\psi_{p1} - \psi_1) / n_1^2 + (\omega / r)_p (r_1 - n_1 \cos \alpha_1) [r_1 (r_1 / 6 - \rho_1 (r_1 / 3 - 5 n_1 \cos \alpha_1 / 24) + (\rho_p - \rho_1) (5 r_1 / 24 - n_1 \cos \alpha_1 / 8) + (\rho_p - \rho_1) (r_1 / 8 - n_1 \cos \alpha_1 / 10)]}{-3 n_1 \cos \alpha_1 / 20} \right\}$$

Заметим, что при $\alpha_1 = 90^\circ$ эта формула дает соотношения, аналогичные приведенным в [63] для случая цилиндрических и боковых стенок соответственно. Зная величины напряженности вихря в точках 1, 2, ..., i , линейной интерполяцией вдоль оси z определяются их значения в узлах, принадлежащих расчетной сетке.

При одинаковых начальных приближениях для выполнения схемы сходимости на сетке 21×18 количество итераций в схемах 166, 174, 177 и 178 соответственно. Зависимости расхода рециркулирующих газов G_p от расстояния вдоль оси камеры z/L приведены на рис. 2.6. Видно, что поток рециркулирующей зоны в центральной торoidalной зоне рециркуляции для схем 1 и 2 достигают 90 %

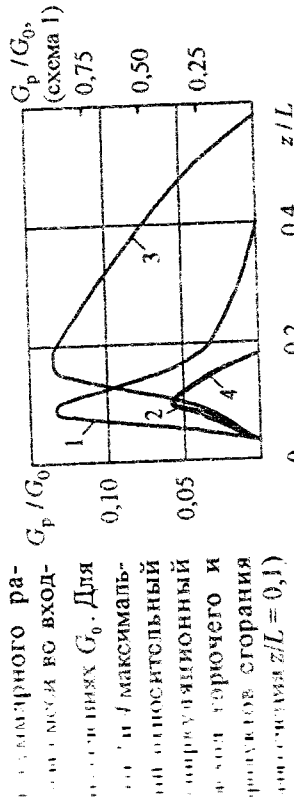


Рис. 2.6. Зависимости рециркуляционных расходов от расстояния вдоль оси камеры: 1, 4 — схемы расчета

расхода рециркулирующих газов в центральной зоне рециркуляции подобной камеры — 6,8 %, а ее диаметр — 0,07 м.

На рис. 2.7 приведены профили температур T и осевых скоростей U_z в выходном сечении камеры сгорания. Эпюры температур T и осевых скоростей U_z в сечении выровнены, а в схемах 2 и 4 имеет место

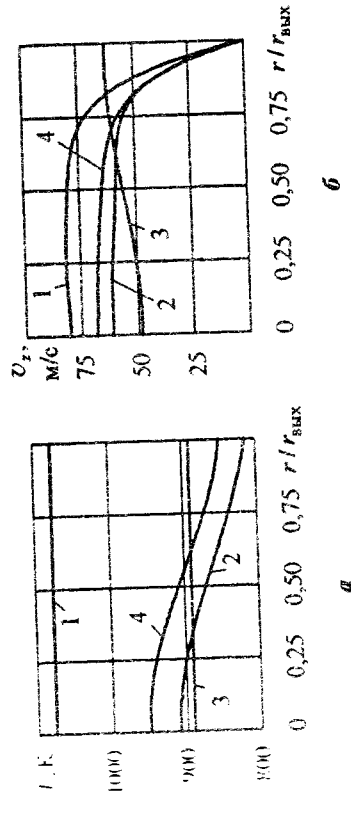


Рис. 2.7. Профили температур (а) и скоростей (б) в выходном сечении. Условные обозначения соответствуют рис. 2.6.

радиальная неравномерность температурного поля $\delta_{\text{гд}}$ порядка 10 % с максимальными значениями температуры на оси; кроме того, схема 1 дает завышенное значение средней температуры $T_{\text{ср}}$ на выходе по сравнению с остальными на 120...200 град. Характер изменения осевых скоростей по радиусу для схем 1, 2, 3 подобен, в то время как в схеме 4 наблюдается значительное уменьшение осевой скорости на оси камеры. Схемы 2 и 4 дают качественно подобные результаты с некоторым завышением значений T и v_z у последней, что можно объяснить ускорением процесса смешивания для схемы 2 в результате замены монотонной криволинейной границы прямоугольными ступеньками. Реакция для схем 1 и 3 заканчиваются значительно раньше, и выравнивание полей температур происходит уже на расстоянии $z/L = 0,1...0,12$ и $0,28...0,30$ соответственно в отличие от схем 2 и 4, где температурные профили стабилизируются в основном при $z/L \approx 0,6$.

Таким образом, из четырех рассмотренных схем расчета граничных условий для напряженности вихря на криволинейных границах только схемы 2 и 4 дают результаты, согласующиеся с результатами теоретических и экспериментальных работ других авторов, а в силу замечаний, сделанных выше, предпочтительнее является предложенная схема 4.

Для повышения эффективности конечно-разностного решения в некоторых случаях разностная сетка строилась автоматически сгущающейся в области больших градиентов температуры вдоль радиуса камеры сгорания. Эта методика оказалась целесообразной при расчетах для сетки с меньшим количеством узлов (14×10). Однако она несколько понижает точность решения по сравнению с более плотными сетками, но значительно уменьшает время расчетов (в 2...3 раза). В направлении r преобразование координат задавалось уравнением [42]

$$\left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)^{\beta} + \varepsilon \frac{\partial r}{\partial r^n} = \text{const}, \quad (2.48)$$

где коэффициент β определяет необходимое сгущение координатных линий, а параметр ε выбирается отличным от нуля во избежание особенностей при $\partial T / \partial r = 0$; r и r^n — соответственно старое и новое значения радиуса.

Преобразуем пространственную производную $\partial / \partial r$ следующим образом:

$$\frac{\partial}{\partial r} = z_1 \frac{\partial}{\partial r^n}, \quad \text{откуда} \quad z_1 = \frac{r_{j+1}^n - r_{j-1}^n}{r_{j+1} - r_{j-1}}.$$

Для численного решения уравнения (2.48) в стационарном случае применялась расчетная схема

$$\bar{\Lambda}_r (z_1 \Lambda_r T^{\beta} + \varepsilon) \Lambda_r r^n = 0 \quad (2.49)$$

граничными условиями $r_1 = r_1^n = 0$ и $r_N = r_N^n = D/2$.

В выражении (2.49) Λ_r — симметричный разностный оператор, аппроксимирующий первые производные в направлении r :

$$\Lambda_r T = \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j-1}}{r_{j+1} - r_{j-1}},$$

а $\bar{\Lambda}_r$ — симметричный разностный оператор на преточечном шаблоне, аппроксимирующий вторые производные так, что

$$\Lambda_r \Lambda_r T^n = \frac{4}{(r_{j+1} - r_{j-1})^2} \left[A_{j+1/2} (r_{j+1}^n - r_j^n) - A_{j-1/2} (r_j^n - r_{j-1}^n) \right],$$

$$A_{j+1/2} = (A_j + A_{j+1})/2 \quad \text{и} \quad A = |z_1 \Lambda_r T^{\beta}| + \varepsilon.$$

После несложных преобразований, используя краевые условия, получим линейную систему, состоящую из $JN - 2$ уравнений,

$$\begin{pmatrix} (A_{2+1/2} + A_{2-1/2}) & A_{2+1/2} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ A_{3-1/2} & -(A_{3+1/2} + A_{3-1/2}) & A_{3+1/2} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & A_{4-1/2} & -(A_{4+1/2} + A_{4-1/2}) & A_{4+1/2} & \dots & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & A_{(JN-1)-1/2} & \dots & -(A_{(JN-1)+1/2} + A_{(JN-1)-1/2}) \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} T_2^n \\ T_3^n \\ T_4^n \\ \vdots \\ T_{JN-1}^n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} r_2'' \\ r_3'' \\ r_4'' \\ \vdots \\ r_{N-1}'' \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} -A_{2-1/2} \tau_1 \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ -A_{(N-1)/2} \tau_N \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -A_{(N-1)/2} \tau_N \end{pmatrix}$$

которая решается численным методом последовательного исключения.

Отметим, что неудачное задание параметра ε может привести к уменьшению сходимости и даже расхождению итерационного решения. При изменении β от 0,2 до 0,9 за 50 итераций наиболее хорошие результаты получены при $\varepsilon = 10000$. Максимальная величина разности температур и скоростей в выходном сечении катоды для сеток 21×18 и 14×10 с преобразованием координат составила 2,5 %. Если уравнение для сетки не решалось, то она была более 7 %.

2.7. Реакторная модель плазмохимических превращений

Для условий плазмохимического реактора разрабатываемая математическая модель химических превращений представляет собой комбинацию последовательно расположенных гомогенных реакторов ГР1, ГР2 и проточного ПР (рис.2.8), описывающих соответственно химические процессы в электродуговой камере, камере смешения и основной зоне горения реактора. Предполагается равномерное выделение тепла по длине электродуговой камеры и камеры смешения, а также быстрое перемешивание топли-

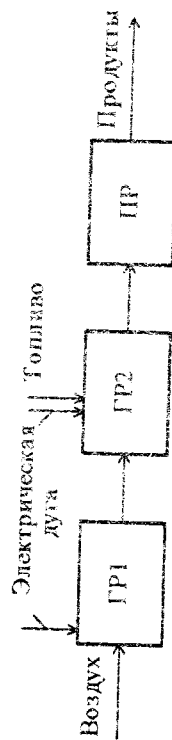


Рис.2.8. Расчетная модель плазмохимического реактора

ем переносным потоком воздуха, нагретого в результате теплообмена с электрической дугой.

Отметим, что модели гомогенного и проточного реакторов можно рассматривать как два предельных случая обобщенной реакторной системы [24], которая характеризуется функцией распределения времени пребывания $f(t)$. Произведение $f(t)dt$ описывает вероятность того, что какая-либо частица, попадающая в реактор в момент времени 0, покинет его в момент времени t , в качестве которой t не больше, чем на dt . Следовательно, в случае произвольного смещения в реакторе принята функция $f(t)$. В случае гомогенного реактора (для которого входящий поток мгновенно перемешивается с содержимым) распределение времени пребывания равно $\exp(-t/\tau_r)$, где τ_r — время пребывания, а состояние потока на выходе совпадает с однородным состоянием содержимого реактора. Для проточного реактора $f(t)$ представляет собой дельта-функцию Дирака $\delta(t - \tau_r)$. Это физически означает, что все частицы, попадающие в реактор в момент времени t_0 , покидают его в момент времени $t_0 + \tau_r$.

Математическое описание процессов в гомогенном реакторе основывается на том, что перемешивание настолько интенсивно, что температура и концентрации компонентов в самом реакторе равны температуре и концентрациям продуктов, покидающих его, а массовый расход рабочего тела постоянен [94].

Уравнения сохранения компонентов и энергии имеют вид

$$G(Y_k - Y_k^{in}) - \omega_k M_k V = 0; \quad (2.50)$$

$$G \sum_{k=1}^K (Y_k h_k - Y_k^{in} h_k^{in}) - Q = 0, \quad (2.51)$$

где G — массовый расход; Y_k — массовая доля компонента k ; ω_k — скорость образования компонента k в единице объема в результате химического реагирования; M_k — молекулярный вес k -й частицы; V — объем реактора; K — общее количество компонентов; h_k — теплота сгорания вещества; Q — тепловой поток в реактор. Индекс in соответствует условиям на входе.

Условное время пребывания определяется по выражению

$$\tau_r = \rho V / G.$$

Плотность смеси вычисляется из уравнения состояния и
ного газа

$$\rho = pM / (RT),$$

В котором p , M , T ... давление, молекулярный вес и температур смеси; R ... универсальная газовая постоянная.

При нахождении скорости образования компонента при-
лось во внимание, что коэффициент скорости произвольной
ментарной реакции выражается формулой Аррениуса.

Решением системы $K+1$ нелинейных алгебраических уравнений (2.50) и (2.51) являются температура и массовые доли компонентов. Отметим, что вычислительный алгоритм часто требует решения аналогов зависимых от времени уравнений сохранения химических компонентов и энергетического баланса реактор

$$dY_k/dt = -(Y_k - Y_k^m)/(\tau_r + \Theta_k W_k/\rho);$$

$$dh/dt = -\sum_{k=1}^K \left(Y_k h_k - Y_k^m h_k^m \right) / \left(\tau_r + \bar{Q} / (\rho V) \right). \quad (2)$$

Предполагая, что процессы в гомогенном реакторе происходят при постоянном давлении, соотношение для усредненной массе средней энтальпии имеет вид

$$dh/dt = c_p dT/dt + \sum_{k=1}^K h_k dY_k/dt, \quad (2)$$

где c_p — средняя удельная теплоемкость смеси.

Учитывая (2.52)–(2.54), получим дифференциальную запись уравнения сохранения [94]:

$$c_p dT/dt = \sum_{k=1}^K y_k^m (h_k^m - h_k) / \tau_r - \sum_{k=1}^K h_k \omega_k M_k / \rho + Q / (\rho V). \quad (2.5)$$

При описании процессов в проточном реакторе ПР предполагается, что химическое реагирование происходит в закрытой системе с постоянной общей массой смеси, т.е.

$$dX_k/dt = v\omega_k M_k,$$

где ϵ — удельный объем,

Следовательно, в данном давлении согласно первому закону термоди-

$$h = \sum_{k=1}^K Y_k \mu_k.$$

... и сравнение сохранения энергии запишется так:

$$c_p dT/dt = v \sum_{k=1}^K h_k \omega_k M_k = 0, \quad (2.57)$$

ρ — плотность; c_{pk} — удельная теплоемкость k -го компонента

что при данном давлении. Транспозиции (2.57) совместно с (2.56), а также начальными условиями (2.58) определяют температуры, давления и состава смеси, известными в реакторе, представляет собой расчеты гомогенных реакторов, представлений реакторе.

Система алгебраических уравнений (2.50) и (2.51) решается совместно с записывающую процессы в протонном реакторе.

полученные с помощью программы STANJAN [7].

Для нахождения вектора решения системы $\Phi =$ необходимо, чтобы функция $F(\Phi) = 0$, где $(Y_1, \dots, Y_k, Y_k)$. Формула алгоритма Ньютона, в следующий вектор разности. Формула алгоритма Ньютона, в следующий вектор разности.

$$\Phi^{n+1} = \Phi^n - (\delta F / \delta \Phi)^{-1}_n F(\Phi^n)$$

С целью ускорения сходимости численного решения использу-

$$\Phi^{n+1} = \Phi^n - \lambda^n (J^n)^{-1} F(\Phi^n),$$

где λ — параметр, лежащий в диапазоне от 0 до 1; J'' — якобиан функции, вычисленный в точке n .

Для увеличения эффективности схемы в процедуре не проводится обращение матрицы, а осуществляется решение системы $J''\Delta\Phi^n = F(\Phi^n)$ для вектора коррекции $\Delta\Phi^n$. Интегрирование продолжается до тех пор, пока не будет выполняться соотношение

$$\text{abs}(\Delta\Phi) \leq \max(A, R \cdot \text{abs}(\Phi)),$$

в котором A и R — абсолютная и относительная погрешности. Если существует необходимость в интегрировании уравнений (2.53)–(2.55), то используется стандартный вычислительный ритм LSODE [94]. Это позволяет получить вектор решения, являющийся начальным в алгоритме Ньютона, и повысить скорость точность последнего.

Система жестких дифференциальных уравнений (2.56), (2.57) решается с помощью вычислительной процедуры DASAC [94], ориентированной на решение как прямой задачи химической кинетики, так и других задач, сводящихся к жестким системам обыкновенных дифференциальных уравнений.

2.8. Проверка адекватности разработанный математической модели

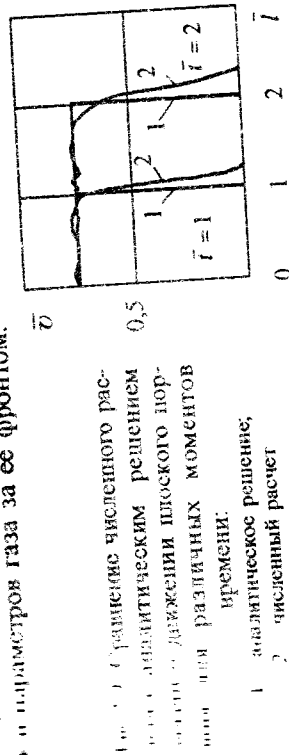
Реализованная в соответствии с предложенной математической моделью программа численного расчета стационарных и нестационарных химических реагирующих потоков представляет собой достаточно сложный инструмент исследования. С целью проверки адекватности в качестве первого шага проведено ее тестирование рядом задач, имеющих аналитические решения.

При тестировании для уравнений неразрывности и Навье–Стокса ставилась автоматическая задача о движении с постоянной скоростью плоского поршня в однородной, вязкой, нетеплопроводной и покоящийся газ, которая имеет аналитическое решение. Параметры одноатомного газа ($\gamma = 5/3$), заполняющего расчетную область, задавались (в относительных единицах) следующими: $v_0 = 0$; $\rho_0 = 1$; $T_0 = 0$; $p_0 = \rho_0 R T_0 = 0$, $\epsilon = R T_0 / (\gamma - 1) = 0$; $R = 1$. Тогда при скорости поршня $v_0 = 0,75$ в случае правильного функционирования программы численный расчет должен дать значения параметров газа за фронтом ударной волны и скорости ее распространения D , совпадающие с аналитическими:

$$v_1 = \frac{\gamma + 1}{2} v_0 = 1; \quad \rho_1 = \frac{\gamma + 1}{\gamma - 1} \rho_0 = 4; \quad v_1 = \frac{2}{\gamma + 1} D = 0,75;$$

$$T_1 = \frac{\gamma - 1}{2} v_0^2 = 0,1875; \quad T_1 = \frac{R T_0}{\gamma - 1} = 0,2815.$$

В процессе расчета разностная сетка имела 32 горизонтальных узла. Шаг расчета равен 0,1. Для обеспечения одномерности процесса скорость во всех узлах, соответствующих левому и правому интервалу, задавалась одинаковой. Результаты численного расчета и их сравнение с аналитическим решением приведены на рис. 2.9. Как видно из рисунка, расчетные данные правильно отражают изменения как скорости движения ударной волны, так и параметров газа за ее фронтом.



Программа функционирования теплового блока модели подверглась проверке, основанной на автоматическом решении задачи о распространении тепловой волны в среде с нелинейной теплопроводностью. При проведении расчетов предполагалось, что изменение среды отсутствует ($u = 0$, $v = 0$, $\rho = \text{const}$, $p = \text{const}$) и нет химических реакций. В случае плоской симметрии, теплоемкости c_p и коэффициента теплопроводности, являющегося степенной функцией температуры $\chi = \chi_0 T^\alpha$, существует автоматическое решение типа "бегущей волны":

$$T(0, t) = \left[\frac{\alpha D}{\chi_0} (Dt) \right]^{1/\alpha} \quad \text{при } t > 0;$$

$$T(r, t) = \left[\frac{\alpha D}{\chi_0} (Dt - r) \right]^{1/\alpha} \quad \text{при } 0 \leq r \leq Dt; \quad 0 \text{ при } r > Dt.$$

Тестовый расчет выполнялся по заданным параметрам: $\alpha = 0,5$; $D = 5$. При численном эксперименте на левой границе области ставилось условие в виде указанного выше изменения температуры во времени.

Сравнение результатов численного и аналитического расчета приведено на рис.2.10. Численное решение несколько размывает фронт тепловой волны, но достаточно хорошо описывает ее основную область за ним. Для выяснения причин этого эффекта проведенные данные сравнивались также с численными расчетами по моделированию задачи, полученными с использованием разностной аппроксимации уравнений теплопроводности по полностью сервантированным неявной и явной схемам (рис.2.10). Расчеты, выполненные по неявной схеме, практически совпали с автомодельным решением, в то время как численные результаты, полученные явной схемой, — с исходной тестовой задачей. Это позволяет сделать вывод, что некоторое размывание фронта тепловой волны не является результатом ошибок в тестируемой программе, а представляет собой погрешность разностной аппроксимации, при которой используется схема.

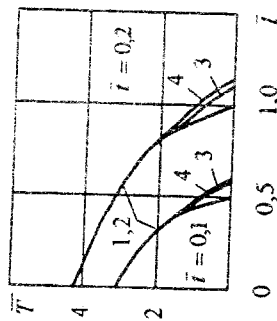


Рис.2.10 Сравнение численного расчета с аналитическим решением задачи о движении тепловой волны в среде с нелинейной теплопроводностью:

1 — аналитическое решение; 2 — нелинейная разностная схема; 3 — проверенная программа; 4 — явная разностная схема

Чтобы проверить взаимодействие всех блоков программы учетом происходящих химических реакций, выполнено сравнение численного расчета с распространением горения в трубе с известным аналитическим решением этой задачи. Полагалось, что труба заполнена газом А с параметрами $\gamma_1 = 1,667$; $p_1 = 10^5$ Па; $T_1 = 273$ К; $\rho_1 = 1$ кг/м³; $v_1 = 3,7$ м/с. Теплота сгорания $q = 2,44 \cdot 10^6$ Дж/кг. В результате воспламенения газа А у левого торца камеры происходит химическая реакция по схеме $2A \rightarrow B_2$, где B_2 — вещество, получающееся в результате сгорания исходного газа. При этом внутри камеры распространяется фронт горения.

Фронт горения характеризуется значениями параметров γ_2 , p_2 , T_2 , v_2 , которые будут равны:

$$\rho_2 = \rho_1 \frac{\gamma_2(\lambda_1 - 1)}{\gamma_1(\gamma_2 - 1)} \left[\frac{q}{c_A T_1} + 1 \right] = 0,126 \text{ кг/м}^3;$$

$$T_2 = \frac{q}{c_{p_2}} + \frac{c_{p_1}}{c_{p_2}} T_1 = 4330 \text{ К}; \quad v_2 = \frac{\rho_1 v_1}{\rho_2} = 30 \text{ м/с},$$

где c_{p_1} и c_{p_2} — теплоемкости газов А и В.

Численные решения задачи о распространении фронта горения приведены на рис.2.11. Выполненные расчеты свидетельствуют о достоверности полученных результатов, а проведенное комплексное тестирование — о надежности и эффективности работы программы.

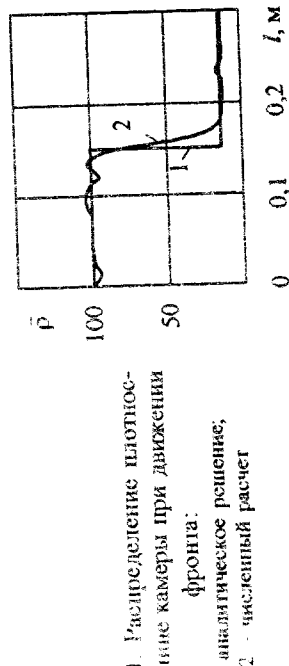


Рис.2.11 Распределение плотности по длине камеры при движении фронта:

1 — аналитическое решение; 2 — численный расчет

Более важным является вопрос о применимости разработанного метода для исследования топичных устройств различных типов. С целью проверки адекватности математических и физических моделей проведены расчеты параметров цилиндрической камеры сгорания, описанной в работе [54]. Камера сгорания имеет внутренний диаметр 0,21 м и длину 2,0 м. На торцевой ее стенке расположен патрубков подачи газообразного топлива диаметром 0,0195 м и кольцевой лопаточный завихритель воздуха с внутренним диаметром 0,0425 м и наружным — 0,0781 м. Вторичный воздух подается через шесть радиальных патрубков диаметром 0,0054 м, отстоящих от торцевой стенки на расстоянии 0,24 м. Результаты рассчитанных температур газа сравнивались с измерениями [54] температурами в трех сечениях камеры (рис.2.12): 1—1,

2-2, 3-3, - расположенных на расстоянии 0,04; 0,08; 0,12 м от поверхности патрубков, подающих вторичный воздух.

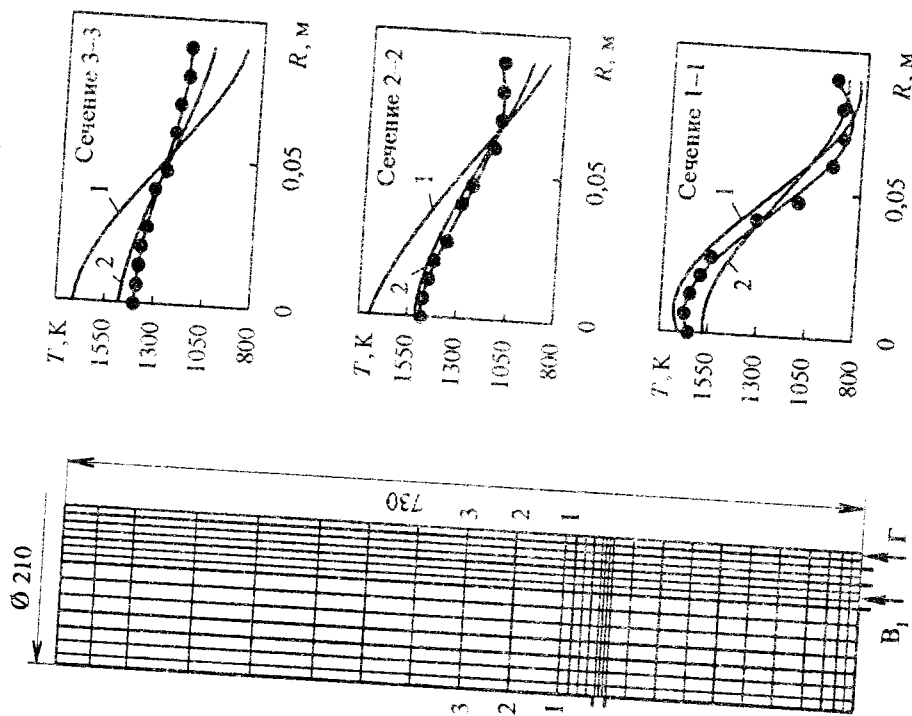


Рис.2.12. Разностная сетка и сравнение рассчитанных и измеренных полей температур

На рис.2.12 приведены используемая в расчетах неравномерная разностная сетка, сгущающаяся в области больших градиентов температур, и графические зависимости, сравнивающие профили температур в сечениях 1-1, 2-2, 3-3 камеры при следующих условиях проведения эксперимента: расход первичного воздуха 0,0352 кг/с, расход вторичного воздуха 0,0352 кг/с, расход топлива

0,00119 кг/с. Линиями 2 показаны поля температур, рассчитанные с учетом пульсаций концентрации, а линиями 1 - без их учета. Выходя излучая моделирование процессов, связанных с флуктуациями концентрации, приводит к лучшему совпадению экспериментальных и расчетных значений температур, которое в целом можно считать удовлетворительным.

Полнота кинетических схем и обоснованность выбора констант скоростей элементарных реакций проверяется с помощью сравнительного анализа рассчитанных концентраций стабильных продуктов с радикалов с имеющимися экспериментальными данными ряда авторов при исследовании различных топочных установок.

На рис.2.13 приведены расчетный состав продуктов атомарного пламени метана при температуре 803 К, давлении 10^3 Па и различных временах протекания химического реагирования τ (сплошные линии), а также соответствующие экспериментальные данные из работы [5]. Видна удовлетворительная корреляция полученных расчетом значений концентраций с данными экспери-

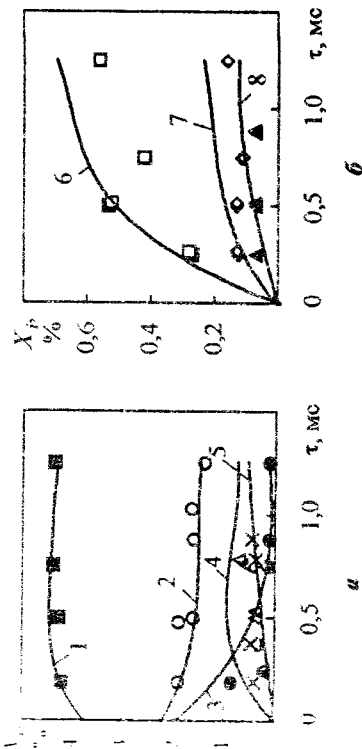


Рис.2.13. Состав продуктов пламени метана:

а: 1 - O_2 ; 2 - CH_4 ; 3 - O ; 4 - H ; 5 - H_2 ; б: 6 - CO ; 7 - CO_2 ; 8 - H_2CO

На рис.2.14 и 2.15 представлено сравнение расчетных значений концентраций оксидов азота NO_x с экспериментальными данными [71,90], полученными при изучении турбулентного горения предварительно перемешанных метано- и этановоздушных смесей в широком диапазоне изменения их начальных температур и давлений. В экспериментах исследовалась структура пламени в квар-

цевой трубе диаметром 52 мм и длиной 150 мм со стабилизатором в виде перфорированного диска диаметром 51 мм. При проведении расчетов учитывались дополнительные потери тепла в окружающую среду для трех условий (кривые 1-3) на рис.2.14 - 1,42 и 3,85 кДж/с и на рис.2.15 - 2,09; 1,76 и 2,30 кДж/с соответственно. Видно, что в широком диапазоне изменения состава по коэффициенту избытка воздуха α наблюдается хорошая корреляция экспериментальных и расчетных данных по эмиссии оксидов азота (в расчетах общая концентрация оксидов азота представлялась суммой концентраций NO , N_2O и NO_2).

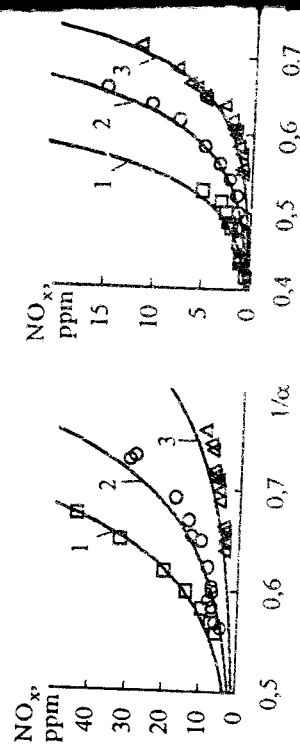


Рис.2.14. Сравнение экспериментальных и расчетных (сплошные линии) данных по эмиссии NO_x в турбулентном метановоздушном пламени.

1 - $p = 1,00$ МПа, $T = 615$ К, время пребывания 30 мс; расход 19,3 г/с; 2 - $p = 0,51$ МПа, $T = 520$ К, время пребывания 32 мс; расход 3,90 г/с; 3 - $p = 0,50$ МПа, $T = 300$ К, время пребывания 28 мс; расход 10,3 г/с.

пламени: 1 - $p = 1,00$ МПа, $T = 610$ К, время пребывания 27 мс; расход 10,4 г/с; 2 - $p = 0,49$ МПа, $T = 520$ К, время пребывания 37 мс; расход 5,60 г/с; 3 - $p = 0,50$ МПа, $T = 300$ К, время пребывания 30 мс; расход 10,4 г/с.

На рис.2.16 приведено сравнение расчетных значений концентраций стабильных и промежуточных продуктов с экспериментальными данными работы [71], полученными при исследовании механизма горения метана в реакторе идеального перемешивания. Видно хорошее согласование расчетных и экспериментальных данных при изменении коэффициента избытка воздуха α от 1,60 (обедненная смесь) до 0,55 (обогащенная смесь). Отметим, что используемая кинетическая схема позволяет прогнозировать процессы образования и разложения основных загрязняющих веществ, та-

ких оксиды азота и углерода в различных условиях химического сгорания (температура факела, давление, время пребывания топлива в зоне реакции, начальные концентрации токсичных компонентов).

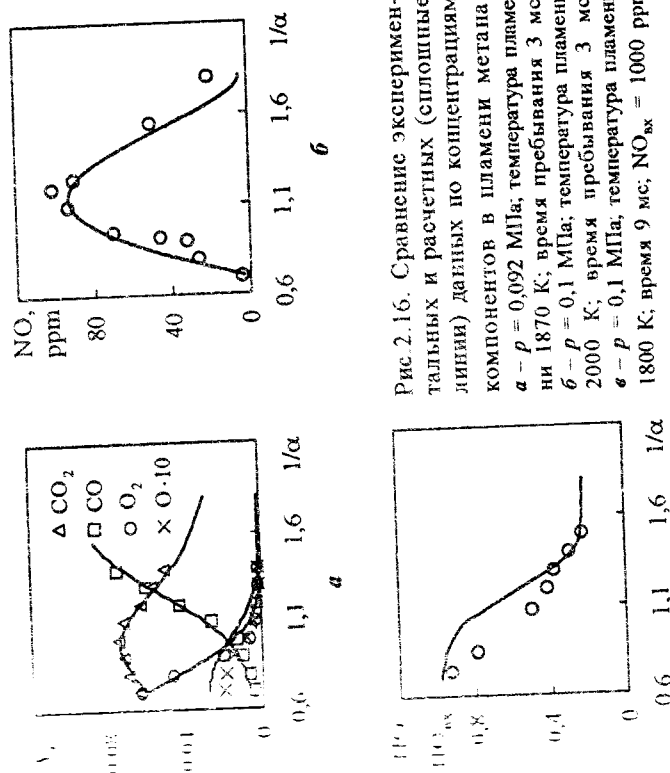


Рис.2.16. Сравнение экспериментальных и расчетных (сплошные линии) данных по концентрациям компонентов в пламени метана: а - $p = 0,092$ МПа, температура пламени 1870 К; время пребывания 3 мс; б - $p = 0,1$ МПа, температура пламени 2000 К; время пребывания 3 мс; е - $p = 0,1$ МПа, температура пламени 1800 К; время 9 мс; $\text{NO}_{\text{вх}} = 1000$ ppm

Таким образом, результаты расчетов, выполненных на базе разработанной схемы высокотемпературного окисления углеводородов, удовлетворительно согласуются с многократными экспериментальными данными, что позволяет обосновать предложение о применении кинетической схемы для исследования процессов в топочных устройствах судовой энергетики с учетом химического воздействия.

Глава 3. ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКОГО ГОРЕНИЯ

3.1. Механизм образования и разложения загрязняющих веществ в плазмохимическом реакторе

В качестве объекта исследований выбран плазмохимический реактор с суммарным объемом электродуговой камеры и камеры смешения $2,3 \text{ см}^3$, схема которого приведена на рис.1.5. Продукты плазмохимического реактора покидают его и направляются в проточный реактор, моделирующий объем камеры сгорания (см. рис.2.8). Состав газобразного топлива принимался следующий [21,42]: $\text{CH}_4 = 95\%$; $\text{C}_2\text{H}_4 = 1,5\%$; $\text{C}_2\text{H}_6 = 1,8\%$; $\text{CO}_2 = 0,2\%$; $\text{N}_2 = 1,5\%$ (по объему).

В расчетах процессов высокотемпературного окисления газобразного топлива в канале плазмохимического реактора использована кинетическая схема, приведенная в табл.2.1 и включающая 258 химических реакций с 58 компонентами.

На рис.3.1 показаны зависимости мольных долей X стабильных и промежуточных продуктов частичного окисления топлива CH_4 , CH , OH (рис.3.1,а), C , H , H_2 , CO (рис.3.1,б), CH_4 , C_2H_4 , C_2H_6 (рис.3.1,в) в гомогенном реакторе ГР2 (см. рис.2.8) при суммарном расходе смеси воздуха и топлива $G = 0,4 \text{ г/с}$ и коэффициент избытка воздуха $\alpha_r = 0,2$ от количества теплоты, воспринимаемой этой смесью в единицу времени, Q . Таким образом, в предлагаемой схеме моделируется тепловыделение от столба электрической дуги, горящей в плазмотроне, которое зависит от потребляемой им мощности с учетом теплового коэффициента полезного действия плазменного генератора [41]. В большинстве выполненных конструкций систем плазмохимической интенсификации горения потребляемая электрическая мощность составляет $1,5...3,0 \text{ кВт}$, а тепловой КПД плазмотрона $0,70...0,85$ (в зависимости от режимных и геометрических факторов). Однако для этих условий исходное углеводородное сырье (метан CH_4 , этан C_2H_6) практически полностью разложено, причем стабильные продукты (ацетилен

и ионизированное C_2H_4 и др.) при достаточно большом времени пребывания разлагаются на водород H_2 и углерод C . Большую роль играют в процессах инициирования горения атомарный водород и свободный радикал CH_3 и гидроксил OH , однако мольная доля последнего при таких коэффициентах избытка воздуха незначительна. Большое увеличение тепловой мощности (более $3,0 \text{ кВт}$) приводит к увеличению содержания молекулярного водорода, ацетилена, снижает его мольную долю вследствие термического

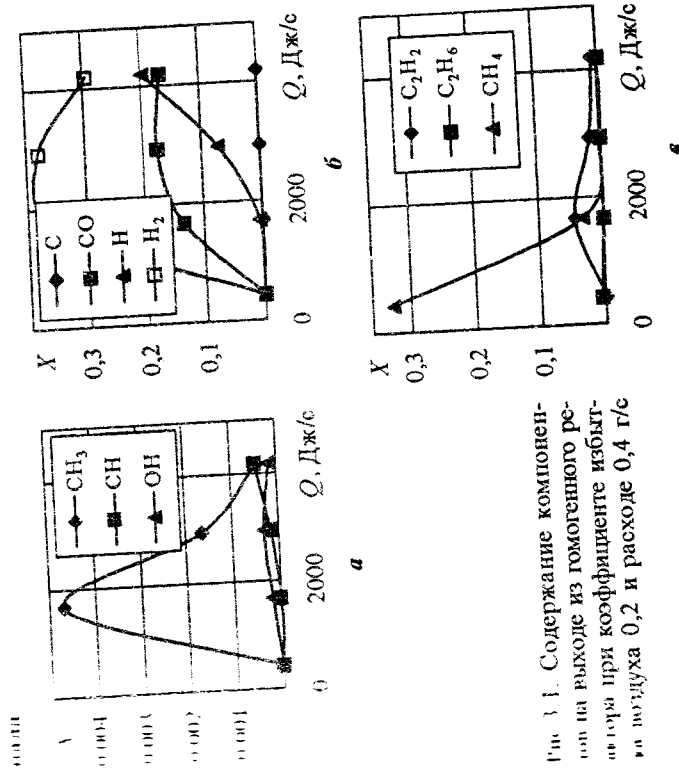


Рис. 3.1. Содержание компонентов на выходе из гомогенного реактора при коэффициенте избытка воздуха 0,2 и расходе 0,4 г/с

С уменьшением расхода смеси при том же коэффициенте избытка воздуха и постоянной силе тока в электродуговом плазмотроне по сравнению с предыдущим случаем увеличиваются температура плазмохимических продуктов, степень конверсии составных топлив CH_4 , C_2H_2 , C_2H_6 , интенсифицируется образование частиц углерода и химически активные атомарного водорода

Увеличение коэффициента избытка воздуха до 1,333 при постоянном расходе такой обедненной смеси 0,4 г/с (графические

зависимости рис.3.2) по сравнению с рассмотренными вариантами резко повышается температура процесса, и в продуктах практически отсутствуют составляющие топлива из-за избытка молярного кислорода. При этом происходит значительное снижение химической активности вследствие уменьшения более чем в порядок концентраций молекулярного водорода и метильного радикала, а также концентраций оксида углерода в 2...3 раза.

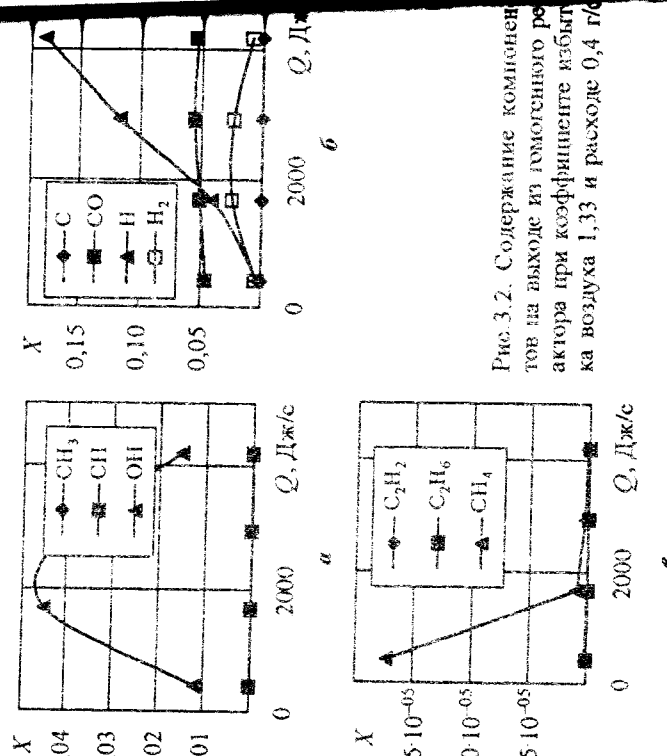


Рис.3.2. Содержание компонентов на выходе из гомогенного реактора при коэффициенте избытка воздуха 1,33 и расходе 0,4 г/с

Графики рис.3.3 демонстрируют значительную зависимость температуры T и времени пребывания τ от массового расхода смеси через гомогенный реактор ГР2 при $\alpha = 0,4$ и $Q = 1676 \text{ Дж/с}$. С увеличением расхода от 0,2 до 0,8 г/с средняя температура в реакторе уменьшается от 3675 до 2450 К, а время пребывания — от 0,66 до 0,3 мс.

На рис.3.4 приведены зависимости молярных долей CO_2 , O_2 , C_2H_4 , H_2O (рис.3.4,а) и H_2 , CO , C (рис.3.4,б) от массового расхода G для тех же условий в реакторе ГР2. Максимальные молярные доли стабильных активных продуктов H_2 и CO соответствуют

значениям 0,4...0,6 г/с, в то же время молярная доля атомарного водорода H с возрастанием G непрерывно падает.

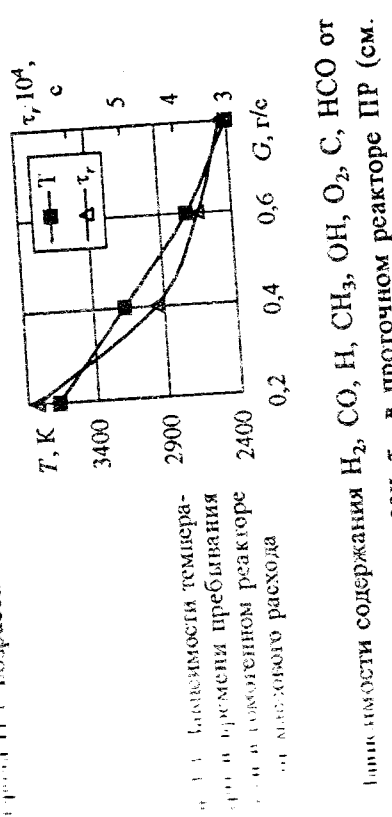


Рис.3.3. Зависимости температуры T и времени пребывания τ от массового расхода G в гомогенном реакторе ГР2

Зависимости содержания смеси H_2 , CO , H , CH_3 , OH , O_2 , C , HCO от времени пребывания τ в проточном реакторе ПР (см.

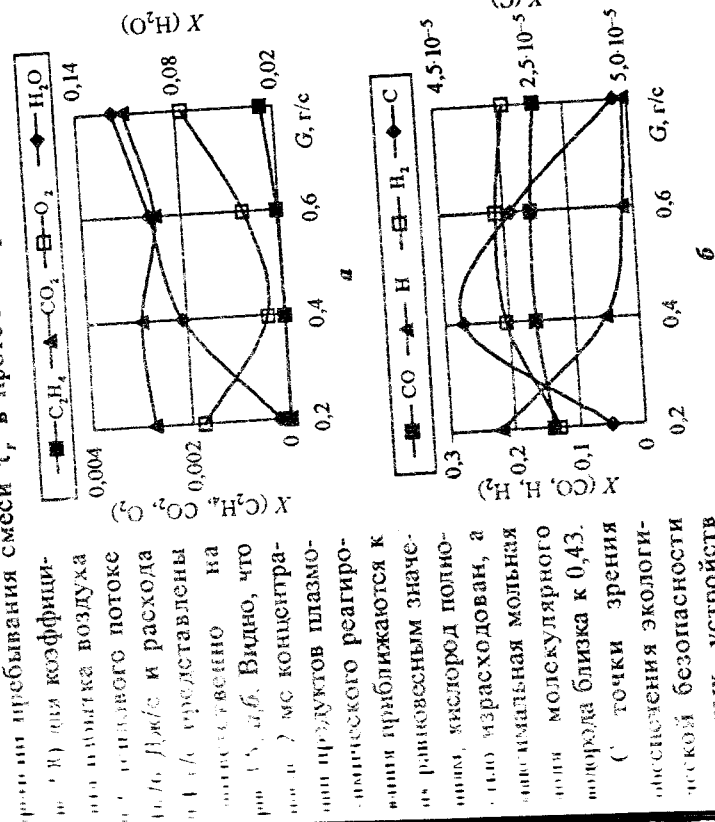


Рис.3.4. Зависимости молярных долей реагентов от расхода смеси при коэффициенте избытка воздуха 0,4

ложения загрязняющих веществ, в частности оксидов азота, обогащенном плазменно-топливном факеле с учетом рас-

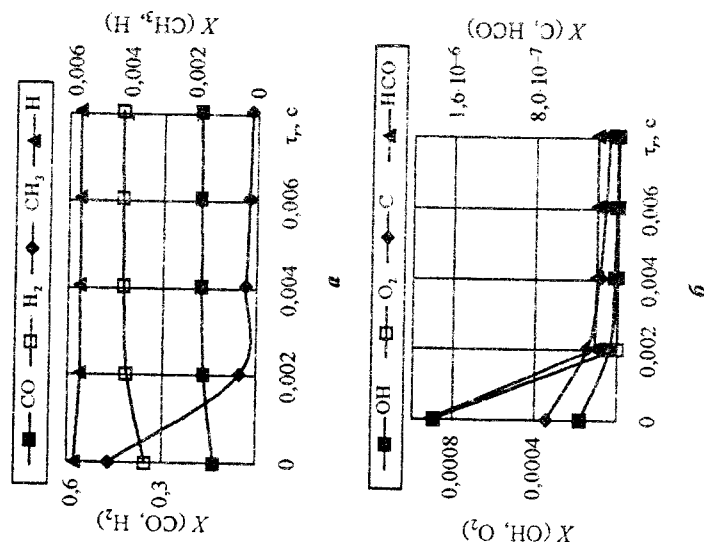
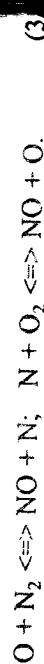


Рис.3.5. Содержание продуктов плазмохимических реакций в проточном реакторе

Механизм образования оксида азота из атмосферного азота при горении бедных и стехиометрических смесей [7] описывается следующими реакциями:



Для стехиометрических и богатых топливно-воздушных смесей значителен вклад реакции [78]



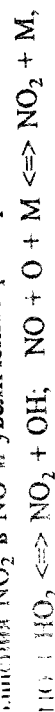
Вывод Я.Б.Зельдовича [19] о том, что скорость генерации N намного меньше скорости горения и его основная часть образуется в последипламенных процессах, качественно справедлива. Однако

100

установлено экспериментально скорость образования NO существенно выше, чем рассчитанная по уравнениям (3.1), (3.2), при этом наблюдавшееся несоответствие наблюдается при горении богатых смесей. Механизмы образования "быстрого" оксида азота до сих пор не известны. Механизмы образования "медленного" оксида азота до сих пор не известны. Механизмы образования "быстрого" оксида азота до сих пор не известны. Механизмы образования "медленного" оксида азота до сих пор не известны.



При высоких температурах в пламени отношение NO_2 / NO остается малым, однако перемешивание горячих и холодных потоков газа может приводить к замораживанию реакций окисления NO в NO_2 и увеличению доли реакций типа



в более холодных зонах потока.

Результате плазмохимического реактора наиболее целесообразно с совместить процесс образования NO и NO₂ совместное кинетическое горения, т.е. совместное интегрирование кинетических уравнений процесса горения и образования оксидов азота. С этой целью использована приведенная в табл. 2.1 схема окисления газообразного топлива, включающая в себя следующие азотосодержащие компоненты: HOONO, NH₂, NH, CN, H₂CN, HCNO, HCN, HINCO, NCO, C₂N₂, HNO, NNH, N, NOO, HNNO, HONO, NO, N₂.

на рис.3.6 представлены зависимости мольных долей NO , NO_2 , N_2O , N_2H_2 , NH_3 , NO_2 , NO , N_2O от коэффициента избытка воздуха в гомогенном реакторе камеры смешения α_r при теплоподводе $\dot{Q} = 1676$ Дж/с, температуре плазмы $T_p = 10000$ К, давлении в камере $p = 0,1$ МПа (см. рис.3.6,а) и 1,0 МПа (см. рис.3.6,б). Как видно из рисунка, с ростом α_r резко увеличивается

содержание в продуктах оксида азота NO: например, при $\alpha_r = 1,33$ "р" = 0,1 МПа содержание NO достигает $2,3 \cdot 10^4$ ppm, а при "р" = 1,0 МПа — $3,4 \cdot 10^4$ ppm. Отметим, что режимы реальных плазменных химических реакторов определяются коэффициентами избытка воздуха 0,05...0,50 [42,49], соответствующими максимальной концентрацией активных радикалов и стабильных продуктов, а это благоприятно сказывается на уменьшении выбросов оксидов азота.

На рис.3.7 приведены зависимости мольных долей азотсодержащих соединений в гомогенном реакторе при тепловом

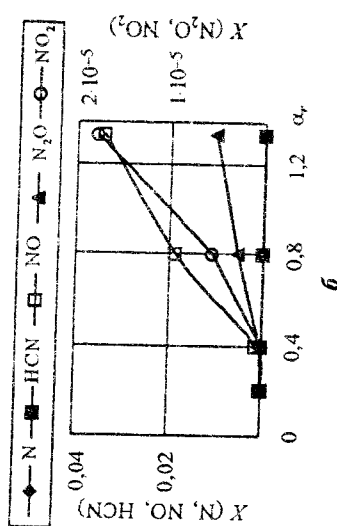
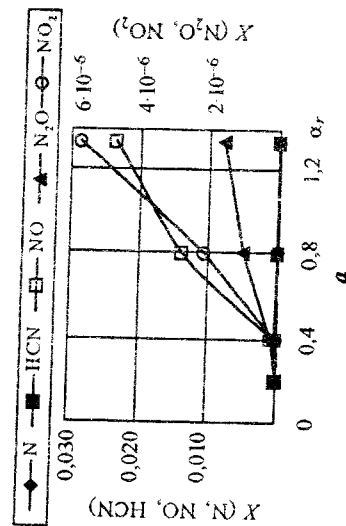


Рис.3.6. Зависимости мольных долей азотсодержащих компонентов от коэффициента избытка воздуха в гомогенном реакторе:
а - $p = 0,1$ МПа; б - $1,0$ МПа

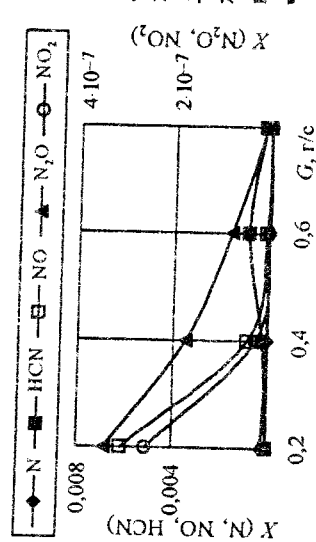


Рис.3.7. Зависимости мольных долей азотсодержащих компонентов от расхода смеси

$Q = 1676$ Дж/с, коэффициенте избытка воздуха $\alpha_r = 0,4$, давлении в электродуговой камере $p = 0,1$ МПа, расхода плазмы топлива топливной смеси. Увеличение расхода этих условиях вызывает резкое снижение концентрации оксидов азота вследствие уменьшения температуры плазмы топливной смеси и времени ее пребывания в реакторе.

С целью более подробного исследования механизма образования азотсодержащих веществ в фазе плазмохимических продуктов при коэффициенте избытка воздуха, значительных меньших единицы, проведен анализ вклада основных реакций на образование и разложение азотсодержащих соединений в канале плазмохимического реактора.

Будем рассматривать I элементарных обратимых (или не-

обратимых) реакций, включающих в себя K химических компонен-

$$\sum_{k=1}^K v_{ki} X_k \Leftrightarrow \sum_{k=1}^K v_{ki} X_k \quad (i=1, \dots, I) \quad (3.3)$$

В уравнении (3.3) v_{ki} - стехиометрические коэффициенты реакции, X_k - химический символ для k -го компонента.

Скорость образования ω_k каждого компонента может быть получена суммированием переменных, характеризующих его генерацию и расходование во всех реакциях, в которых этот компонент принимает участие:

$$\omega_k = \sum_{i=1}^I v_{ki} q_i \quad (k=1, \dots, K) \quad (3.4)$$

$$v_{ki}^2 = v_{ki}^1 - v_{ki}^2$$

Коэффициент развития q_i для i -й реакции представляет собой отношение между скоростями прямых и обратных реакций:

$$q_i = k_{fi} \prod_{k=1}^K [X_k]^{v_{ki}^1} - k_{ri} \prod_{k=1}^K [X_k]^{v_{ki}^2}$$

k_{fi} и k_{ri} - константы скорости для прямой и обратной реакции, $[X_k]$ - мольная концентрация k -го компонента.

Согласно формуле (3.4) вклад реакции i в образование компонента k находится с помощью выражения $C_{ki} = v_{ki} q_i$. Удобнее использовать нормализованные коэффициенты

$$\bar{C}_{ki}^p = q_i \max(v_{ki}, 0) / \sum_{i=1}^I q_i \max(v_{ki}, 0);$$

$$\bar{C}_{ki}^d = q_i \min(v_{ki}, 0) / \sum_{i=1}^I q_i \min(v_{ki}, 0);$$

где индексы p и d соответствуют образованию и расходу вещества, таким образом,

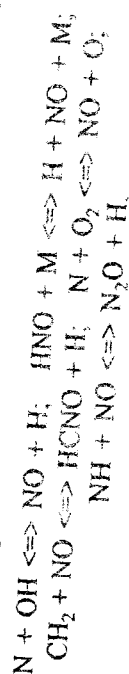
$$\sum_{i=1}^I \bar{C}_{ki}^p = 1; \quad \sum_{i=1}^I \bar{C}_{ki}^d = -1.$$

В табл. 3.1-3.3 приведены нормализованные коэффициенты основных реакций образования NO, HCN, NO₂ в камере смесения плазмохимического реактора при расходе смеси 0,4 г/с, коэффициенте избытка воздуха $\alpha_f = 0,4$ и теплопотоке 2933, 167, 3638, 51; 3181, 24; 1894, 28 К и времени пребывания в реакторе 0,833 мс. Знак "±" в таблицах указывает на расходование компонента, а пропуски свидетельствуют о малой значимости реакции данных условиях (заметим, что $\sum C_{ki} \approx 1,0$, так как для малочисленных реакций эти коэффициенты не приведены).

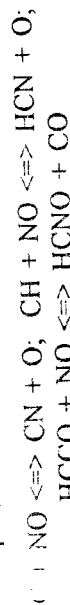
Таблица 3.1. Нормализованные коэффициенты образования и расходования NO

Температура, К	3638,51	3181,24	1894,28
$C + NO \rightleftharpoons CN + O$	-0,607	-0,452	
$CH + NO \rightleftharpoons HCN + O$	-0,218	-0,365	-0,014
$CH_2 + NO \rightleftharpoons HCN + H$		-0,010	0,227
$HCCO + NO \rightleftharpoons HCN + CO$			-0,931
$CH_2SING + NO \rightleftharpoons HCN + OH$	-0,025	-0,030	-0,038
$CO_2 + N \rightleftharpoons NO + CO$			0,016
$NCO + O \rightleftharpoons NO + CO$	0,013		
$NCO + OH \rightleftharpoons NO + CO + H$	0,010	0,017	
$NH + O_2 \rightleftharpoons NO + OH$			
$NH + NO \rightleftharpoons N_2O + H$			0,014
$NNH + NO \rightleftharpoons N_2 + HNO$	-0,012		0,186
$HNO + M \rightleftharpoons H + NO + M$	0,484	0,433	0,198
$HNO + OH \rightleftharpoons NO + H_2O$	-0,056	-0,011	0,011
$HNO + H \rightleftharpoons H_2 + NO$	-0,060	-0,010	0,015
$N + NO \rightleftharpoons N_2 + OSINGL$	0,073	-0,106	0,017
$N + O_2 \rightleftharpoons NO + O$			0,202
$N + O_2 \rightleftharpoons NO + OSINGL$			0,017
$N + OH \rightleftharpoons NO + H$	0,407	0,540	0,081
Образование, моль/(см ³ ·с)	2,04 10 ⁻⁴	8,50 10 ⁻⁵	4,56 10 ⁻⁹
Расходование, моль/(см ³ ·с)	1,56 10 ⁻⁴	7,75 10 ⁻⁵	3,73 10 ⁻⁹

Как видно из табл. 3.1, основными реакциями, приводящими к образованию оксида азота NO в богатых плазменно-топливных смесях, являются



В табл. 3.1-3.3 приведены нормализованные коэффициенты основных реакций образования NO, HCN, NO₂ в камере смесения плазмохимического реактора при расходе смеси 0,4 г/с, коэффициенте избытка воздуха $\alpha_f = 0,4$ и теплопотоке 2933, 167, 3638, 51; 3181, 24; 1894, 28 К и времени пребывания в реакторе 0,833 мс. Знак "±" в таблицах указывает на расходование компонента, а пропуски свидетельствуют о малой значимости реакции данных условиях (заметим, что $\sum C_{ki} \approx 1,0$, так как для малочисленных реакций эти коэффициенты не приведены).



В табл. 3.2 приведены нормализованные коэффициенты образования и расходования HCN

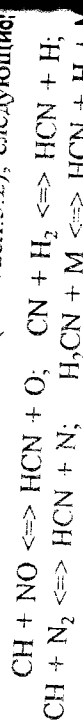
Таблица 3.2. Нормализованные коэффициенты образования и расходования HCN

Температура, К	3638,51	3181,24	1894,28
$C + N_2 \rightleftharpoons HCN + N$	0,017	0,097	0,436
$CH + N + M \rightleftharpoons HCN + H + M$	0,019	0,067	0,413
$CH + NO \rightleftharpoons HCN + O$	0,473	0,561	
$CH_2SING + NO \rightleftharpoons HCN + OH$	0,055	0,047	
$H + NO + H \rightleftharpoons HCN + OH$	0,017	0,022	0,055
$CH_2 + N \rightleftharpoons HCN + H$	0,027	0,045	
$H + CO + N \rightleftharpoons HCN + CO$			0,010
$H + CO + CH + N \rightleftharpoons HCN + C_2H_2$			0,029
$HCN + OH \rightleftharpoons CN + H_2O$	-0,028	-0,113	-0,304
$OH + HCN \rightleftharpoons HOCN + H$	-0,034	-0,097	-0,148
$OH + HCN \rightleftharpoons HNCO + H$	-0,010	-0,026	-0,052
$OH + HCN \rightleftharpoons NH_2 + CO$	-0,560	-0,511	-0,332
$HCN + O \rightleftharpoons NCO + H$	-0,367	-0,253	-0,087
$HCN + O \rightleftharpoons NH + CO$	0,036		-0,067
$HCN + O \rightleftharpoons CN + OH$	0,350	0,154	0,040
$CN + H_2 \rightleftharpoons HCN + H$			
Образование, моль/(см ³ ·с)	7,20 10 ⁻⁵	5,04 10 ⁻⁵	4,30 10 ⁻⁸
Расходование, моль/(см ³ ·с)	7,16 10 ⁻⁵	4,82 10 ⁻⁵	4,82 10 ⁻⁵

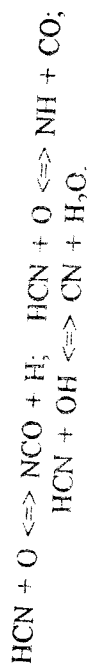
Таблица 3.3. Нормализованные коэффициенты образования и расходования NO₂

Температура, К	3638,51	3181,24	1894,28
$HNO_2 + NO \rightleftharpoons NO_2 + OH$			0,933
$NO_2 + H \rightleftharpoons NO + OH$	0,981	0,955	-1,000
$NO_2 + O \rightleftharpoons NO + O_2$	0,019	0,045	0,035
$NO_2 + M \rightleftharpoons NO + O + M$	-0,999	-0,999	0,032
Образование, моль/(см ³ ·с)	1,51 10 ⁻⁶	8,74 10 ⁻⁸	8,57 10 ⁻¹²
Расходование, моль/(см ³ ·с)	1,51 10 ⁻⁶	8,72 10 ⁻⁸	8,55 10 ⁻¹²

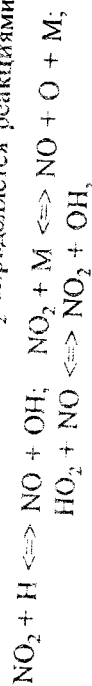
При окислении богатых топливом смесей существенную роль играют цианистые соединения (CN, HCN), которые образуются в зоне горения и реагируют с образованием аминов (NH_3 , NH_4CN). Предварительные расчеты показали наличие большого количества HCN в продуктах плазмохимического реактора, особенно в малых временах пребывания и высоких температурах. Реакции, приводящие к образованию HCN (см. табл.3.2), следующие:



Первые две реакции характерны для высоких температур, а последние — для более низких. Разложение HCN происходит по следующим реакциям:



Образование и разложение NO_2 определяется реакциями:



однако в исследованном диапазоне режимных параметров при малых концентрациях NO_2 пренебрежимо малы.

Представленные данные свидетельствуют о существенных различиях в механизме образования основных загрязняющих веществ в плазмохимическом реакторе при высоких температурах и при обогащенных топливом смесях. Например, наиболее известная схема горения богатых смесей [7] должна быть дополнена реакциями генерирования NO за счет распада HNO ($\text{HNO} + \text{M} \rightleftharpoons \text{H} + \text{NO} + \text{M}$), образования NH_2 при взаимодействии HCN с радикалом OH ($\text{OH} + \text{HCN} \rightleftharpoons \text{NH}_2 + \text{CO}$) и HCN — при реагировании атомарного азота с CH_2 ($\text{CH}_2 + \text{N} \rightleftharpoons \text{HCN} + \text{H}$). Кроме того, влияние реакции разложения HCN при взаимодействии с атомарным кислородом ($\text{HCN} + \text{O} \rightleftharpoons \text{NH} + \text{CO}$) значительно больше, чем выявлено в работе [7]. При температурах выше 3000 К и коэффициентах избытка воздуха, меньших 0,2, образованием NO при взаимодействии N с молекулярным кислородом ($\text{N} + \text{O}_2 \rightleftharpoons \text{NO} + \text{O}$) и HCN — при реакции NO с радикалом CH_2 ($\text{NO} + \text{CH}_2 \rightleftharpoons \text{HCNO} + \text{H}$) можно пренебречь.

На рис.3.8 показаны зависимости мольных долей NO, HCN,

и NO_2 от величины теплопотока на выходе из камеры смешения плазмохимического реактора при расходе смеси 0,4 г/с и коэффициентах избытка воздуха 0,2 (см. рис.3.8,а), 0,4 (см. рис.3.8,б) и 1,1 (см. рис.3.8,в). Основным загрязняющим веществом для перерабатываемой смеси является HCN (содержание 49 ppm при тепловом потоке 16,6 Дж/с), а для второго и третьего — NO (870 ppm и 1010 ppm). С увеличением теплопотока до 2933 Дж/с содержание HCN и NO соответственно возрастает до $1,1 \cdot 10^4$, $5,3 \cdot 10^3$ и $1 \cdot 10^4$ ppm соответственно.

Для анализа процессов высокотемпературного окисления

представлены углеводороды (на примере бензола C_6H_6) в канале плазмохимического реактора использована кинетическая схема [10]. Интересно отметить, что за вкладом той или иной реакции на степень образования и распада соединений наиболее важных соединений. С этой целью проведен

соответствующий анализ состава плазмохимических продуктов реактора объемом 3,1 см³ при коэффициенте избытка воздуха 0,4, расходе смеси 0,4 г/с, температуре 2769 К и времени пребывания в реакторе 0,965 мс.

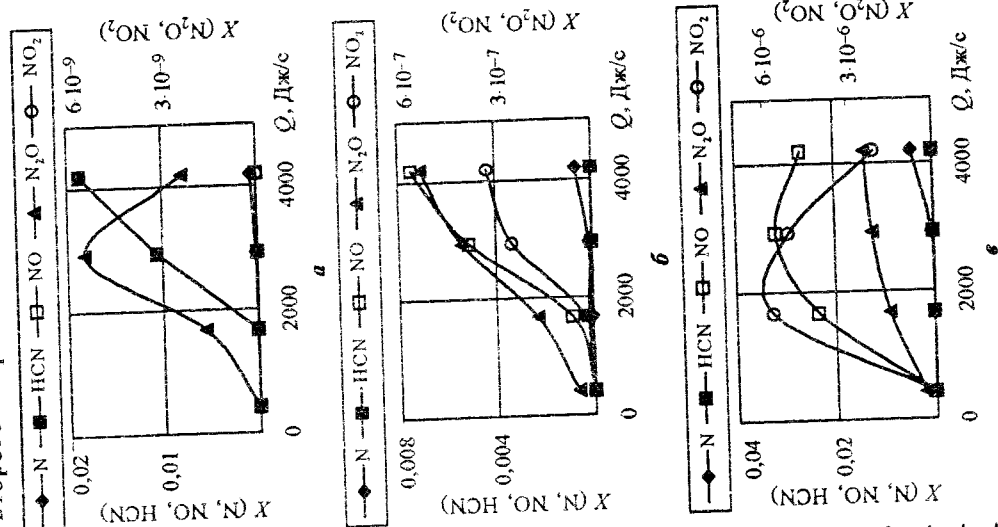


Рис.3.8. Содержание токсичных компонентов на выходе гомогенного реактора: а — $\alpha = 0,2$; б — $0,4$; в — $1,33$

Основное потребление бензола происходит при образовании фенола по реакции $C_6H_6 + OH \rightleftharpoons C_6H_5OH + H$. Фенол C_6H_5OH и фенильный радикал C_6H_5 являются важными компонентами механизма окисления ароматических углеводородов [104], к реакции которых помимо приведенной выше реакции приводят также $H + C_6H_5O \rightleftharpoons C_6H_5OH + H$ и $C_6H_5 + H$. Расход ацетилена осуществляется по схемам $C_2H_2 + O \rightleftharpoons CH_2 + CO$, $C_2H_2 + O \rightleftharpoons HCCO + H$. В условиях плазмохимического реактора оксид азота образуется в ходе реакции $N + OH \rightleftharpoons NO + H$, $NH + O \rightleftharpoons NO + H$; $HNO + M \rightleftharpoons H + NO + M$, из которых только первая включена в известный механизм Я.Б.Зельдовича [10]. Остальные две реакции характерны для высоких температур и переобогащенных топливом смесей. Цианистые соединения типа HCN образуются по схемам $CH + NO \rightleftharpoons HCN + O$ и $CN + H_2 \rightleftharpoons HCN + H$.

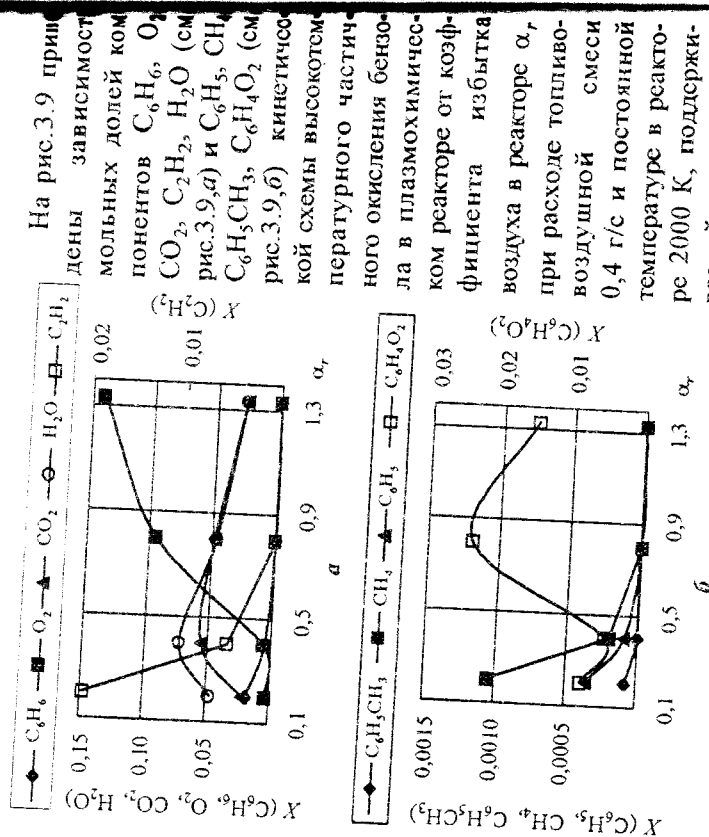


Рис.3.9. Зависимости мольных долей компонентов высокотемпературного окисления бензола от коэффициента избытка воздуха

формации углеводородов, таких, как бензол C_6H_6 , ацетилен C_2H_2 , CH_4 , монотонно убывают с увеличением α_r , причем наименьшие концентрации свойственны бензолу и ацетилену (примерно в 10 раз по объему для $\alpha_r = 0,2$), а наименьшие — метану. Термическое разложение бензола при недостатке окислителя происходит по цепным реакциям, которые инициируются его мономерным распадом, и в продуктах плазмохимического реактора преобладают многие углеводородные компоненты, которые образуются в самом топливе, что подтверждает протекание реакции пиролиза и синтеза во время осуществления плазмохимического разложения. Предложен ряд феноменологических механизмов образования сложных углеводородов [7]: окислительная дегидрогенизация углеводородов до образования этилена и ацетилена; удлинение цепей ацетилена с образованием насыщенных радикалов; дегидрогенизация этих радикалов до образования ненасыщенных; реакции этих радикалов с образованием ароматических соединений; ступенчатый синтез радикалов до полициклических органических соединений. Как отмечено в [7,57], многие возможные реакции этих механизмов в достаточной степени еще не изучены.

Известно [7], что большинство углеводородных составляющих в газовой фазе различных энергоустановок образуются в относительно низкотемпературных областях топочного устройства (до 1000 К), а начало цепных реакций обычно представляют в следующем виде: $RH + O_2 \rightleftharpoons R + HO_2$, где R — углеводородный радикал, дальнейшее превращение которого определяется температурой процесса, давлением и составом топливозвоздушной смеси. В условиях плазмохимического реактора механизм окисления углеводородного сырья заметно изменяется вследствие изменения роли многих промежуточных соединений, таких, как перекиси, гидроксиды, альдегиды, надкислоты, и увеличения роли активных частиц H , O , OH в реакциях разветвления цепей, а также углеводородных радикалов C_6H_5 , $C_6H_5CH_3$, $C_6H_4O_2$, C_6H_5O , C_6H_5OH и др.

На рис.3.10 приведены диаграммы изменения мольных долей молекулярного и атомарного водорода H_2 и H , оксида углерода (CO) и температуры T (см. рис.3.10,а), а также азотосодержащих веществ NO , N_2O , HCN , NO_2 (см. рис.3.10,б) в продуктах плазмо-

химического реактора в зависимости от величины теплового потока Q в реакционную зону, при расходе смеси $0,4 \text{ г/с}$ и коэффициенте избытка воздуха $0,2$.

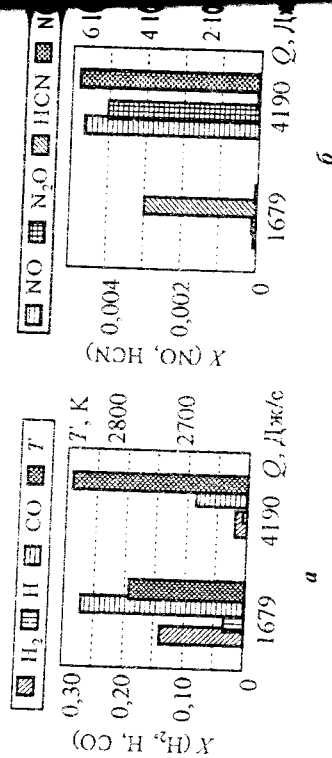


Рис. 3.10. Диаграммы содержания продуктов плазмохимического реактора при изменении теплового потока

Чтобы выявить характерные особенности схемы высокотемпературного окисления ароматических углеводородов по сравнению со схемой плазмохимического горения природного газа, проведены соответствующие расчеты. Отметим уменьшение содержания активных компонентов H_2 , H и CO в случае плазмохимического реагирования бензола при увеличении теплового потока (см. рис. 3.10, а). Так, молярная доля молекулярного водорода возрастает с теплового потока от 1676 Дж/с до 4190 Дж/с уменьшается в 13 раз, атомарного водорода — в 2,5 раза, а оксида углерода — в 3 раза. В этих условиях значительно увеличиваются концентрации азотосодержащих компонентов NO , N_2O и NO_2 , снижается содержание цианидов HCN (см. рис. 3.10, б) из-за протекания прямой реакции $HCN + OH \rightleftharpoons NH_2 + CO$. Это является отличительной особенностью рассмотренной схемы по сравнению со схемой высокотемпературного окисления природного газа, при увеличении теплового потока сопровождается резким увеличением содержания HCN и уменьшением NO_2 .

3.2. Тепловое воздействие струи низкотемпературной плазмы на выгорание жидких топлив

В комплексном воздействии на процессы горения низкотемпературной плазмы

на реакцию плазма оказывает определенное тепловое влияние. Оно способствует выгоранию жидких углеводородных топлив.

Возникает два наиболее характерных случая подвода топлива к плазме: а) в первом капля подается внутрь анода плазмотрона (рис. 3.11); б) во втором капля подается в плазменный канал, другая — через основное сопло. Возможен и комбинированный подвод топлива.

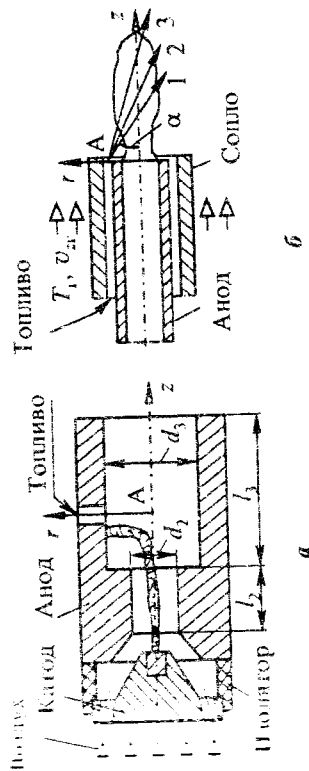


Рис. 3.11. Схемы подвода топлива в плазмотрон

Рассмотрим первый случай. Весь процесс полного выгорания жидкой сферической капли топлива разобьем на три стадии: ее прогрев до температуры равновесного испарения; испарение и прогрев летучей части с учетом фракционирования тяжелого жидкого топлива; выгорание коксовой частицы.

Предполагая, что основными формами переноса тепла на стадии прогрева капли являются конвекция и радиационный теплообмен, температуру капли T_k определим по уравнению баланса [76], дополнив членами, учитывающими потоки от излучения столба дуги $h_{\text{рад}}$ на участке дугового канала с диаметром d_2 [47] и воздуха $h_{2\text{рад}}$ при высоких температурах:

$$\frac{dT_k}{dt} = \frac{6}{\rho_k d_k c_{pk}} \left(\frac{\lambda_r Nu_0 (T_r - T_k)}{d_k} + h_{1rad} + h_{2rad} \right),$$

$$\text{где } Nu_0 = 2 + 0,56 Re_k^{0,5}, \quad Re_k = \frac{\rho_r d_k |v_r - v_k|}{\mu_r},$$

$$h_{1rad} = 4,6 \cdot 10^{-5} I^{1,6} p / (\pi d_2) [36]; \quad h_{2rad} = \sigma a_r a_k (T_r^4 - T_k^4).$$

Излучательная способность воздуха a_r аппроксимированном третьем степеней в зависимости от температуры и толщины слоя по таблицам работы [40]; степень черноты поверхности капли оценена значениями $a_k = 0,05 \dots 0,30$ (большие величины — для тяжелых топлив).

Изменение диаметра капли d_k при испарении и горении летучей ее части находится решением уравнения [76]

$$\frac{dd_k}{dt} = - \frac{2}{\rho_k H_u} \left(\frac{\lambda_r Nu_0 (T_r - T_k)}{d_k} + h_{1rad} + h_{2rad} \right), \quad (3)$$

$$\text{где } Nu = Nu_0 H_1; \quad H_1 = \frac{\ln(1+B)}{B}; \quad B = \frac{c_{pm} (T_r - T_k)}{H_u}$$

Поправка H_1 учитывает влияние поперечного оттока паров топлива на коэффициент теплоотдачи при испарении в приближении квазистационарного процесса теплообмена.

Влияние фракционирования на изменение температуры капли при расчете стадии испарения летучей части учитывается, как и работе [55]:

$$T_k = T_{\text{кип}} + K_p \left[1 - (d_k / d_{k0})^3 \right].$$

Горение твердой фракции топлива происходит при определенной скорости коксовых частиц относительно газовой фазы; тепло- и массообмен при этом носят в основном молекулярный характер, а лимитирующей стадией процесса является химическое

влияние углерода и кислорода. Уравнение для изменения скорости при частицы кокса имеет вид [55]

$$\frac{dd_{\text{кок}}}{dt} = - \frac{0,75}{\rho_{\text{кок}}} K_x C_{O_2}, \quad (3.7)$$

где K_x — константа скорости химической реакции; K_0 — предэкспоненциальный множитель.

Концентрация кислорода при горении одиночной частицы кокса и большом коэффициенте избытка воздуха определяется выражением

$$C_{O_2} = 0,21 p / (R_{O_2} T_r).$$

В общем случае для капли, проходящей все стадии выгорания и распада, о том, что ее испарение близко к сферически симметричному, решаются уравнения движения (2.26)–(2.28).

Состояние воздуха при высоких температурах [9] аппроксимировано полиномами второй и третьей степеней с погрешностью не более 3%; значение коэффициента вязкости газа найдено с использованием трансформированного соотношения [63]

$$\mu_r = 0,012 (d_3 \rho_{\text{пл}})^{2/3} T_r^{-1/3} (G_{\text{пл}} v_{\text{пл}}^2)^{1/3}.$$

Для вычисления плотности, теплоемкости и теплоты испарения жидких топлив при различных температурах использовались численные работ [15,39,55].

Система дифференциальных уравнений (2.26)–(2.28), (3.5)–(3.7) решена численным методом Рунге–Кутты по стандартной программе [1] процессе решения, зная величины осевой, радиальной и тангенциальной компонент скорости капли в начале и конце шага по времени, выбираемого таким образом, чтобы при его дальнейшем уменьшении решение не менялось (обычно 0,1 и 0,01 мс), определялся местоположение капли, т.е. ее осевая и радиальная координаты:

$$z_k = z_{k0} + \int_0^t v_{zk} dt; \quad r_k = r_{k0} + \int_0^t v_{rk} dt.$$

Параметры плазменного потока определены с учетом экспериментальных зависимостей для вольт-амперной характеристики и теплового КПД плазмотронов малой мощности со стабильной длины дуги углом [41]. Расчеты проведены для трех сортов топлива: дизельного ДД, моторного ДТ и мазута М40 (на всех сунках разделена зависимости для них обозначены штриховыми линиями). На рис. 3.12 показано изменение безразмерного диаметра и Рейнольдса для капли с начальным диаметром 200 мкм и температурой 288 К, которая вводится в анод плазмотрона со следующими геометрическими размерами: длина дугового канала $l_2 = 15$ мм; длина анода $l_3 = 65$ мм; диаметр дугового канала $d_2 = 4$ мм; диаметр анода $d_3 = 6$ мм при токе дуги $I = 10$ А и атмосферном давлении (цифры 1-5 на этом и следующих рисунках в дела соответствуют расходам плазмообразующего воздуха $G_{пл} = 0,1; 0,2; 0,5; 1,0; 2,0$ г/с). С повышением расхода воздуха температура топлива увеличивается из-за значительного снижения температуры плазмы и уменьшения суммарного теплового потока к капле. Время полного выгорания сильно зависит от сорта приносимого топлива и увеличивается с увеличением его фракционного состава. На рисунке отчетливо прослеживается закономерности изменения диаметра капли (либо кокса) в соответствии с принятыми тремя стадиями выгорания частиц. Скорости выгорания выравниваются за сравнительно короткой промежуток времени 4...8 мс (при этом $Re_k \approx 0$), причем с повышением расхода плазмообразующего воздуха до 0,5 г/с происходит увеличение времени выравнивания скоростей из-за увеличения Re_{k0} , а при его дальнейшем росте до 2,0 г/с — уменьшение времени из-за значительного возрастания коэффициента вязкости μ_r .

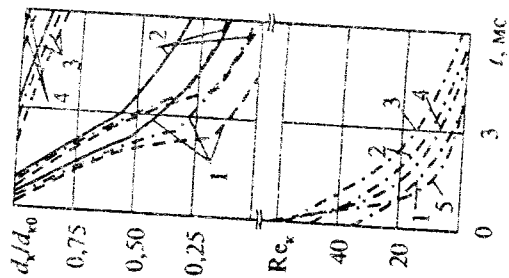


Рис. 3.12. Изменение безразмерного диаметра и числа Рейнольдса для капли

Время выгорания t'' и пути, пройденного каплей до полного выгорания, z'' от тока дуги представлены на рис. 3.13. В области малых расходов плазмообразующего воздуха ($G_{пл} = 0,1$ г/с) время выгорания t'' резко сокращается при увеличении тока до 10 А и далее практически мало от него зависит. Увеличение $G_{пл}$ приводит к возрастанию разности во времени выгорания различных топлив, но наблюдается экспоненциальной зависимости между скоростью химической реакции и температурой, используемой при расчете выгорания коксовой частицы.

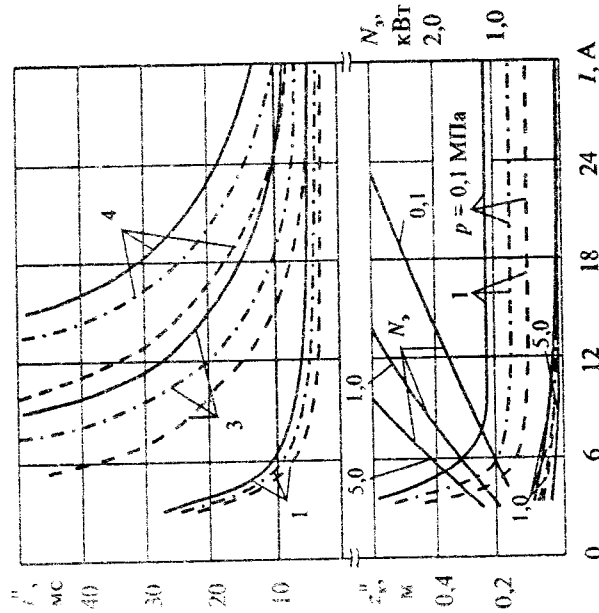


Рис. 3.13. Зависимости времени и пути, пройденного каплей до полного выгорания, от тока дуги

Повышение давления в объеме горения влияет на величину t'' — она значительно уменьшается и перестает зависеть от сорта топлива и тока дуги при $I \geq 6$ А, но при этом возрастает электрическая мощность N_3 , подводимая к плазмотрону. Как видно из рис. 3.13, для исследуемого плазмотрона с $l_3 = 65$ мм при атмо-

ферном давлении и расходе $G_{пл} = 0,1$ г/с не успевают полностью выгореть капли с начальным диаметром 200 мкм, а при повышении до 1,0 МПа давления — выгорают капли всех топлыв при $I \geq 6$ А.

На рис.3.14 приведены зависимости, отражающие влияние хода плазмобразующего воздуха и давления в зоне горения на время прогрева $t_{пр}$, испарения летучей части t'' и горения коксового остатка $t_{кок}$ капель топлыв ДЛ, ДТ, М40 с начальными диаметрами 200 и 60 мкм при токе плазменной дуги 10 А. Наиболее продолжительными являются стадии испарения летучей части горения коксового остатка. С увеличением давления летучей части характерных времен уменьшаются; наиболее сильное влияние оказывает на время горения коксового остатка.

Увеличение диаметра анода d_3 влечет за собой уменьшение скорости потока плазмы и, как следствие, уменьшение времени пребывания капли в потоке и падению значений z'' , особенно при изменении d_3 от 5 до 8...11 мм (рис.3.15,а).

Начальный диаметр капли, а следовательно, и дисперсность распыливания топлива в значительной степени влияют на скорость выгорания капли (рис.3.15,б). Так, увеличение $d_{к0}$ от 50 до 300 мкм для топлива ДТ приводит к повышению времени t'' в 6...7 раз при расходе $G_{пл} = 0,1$ г/с.

Время полного выгорания с увеличением теплового КПД плазмотрона (например, за счет уменьшения длины анода) сокращается (рис.3.15,в) и для капли топлива ДТ с начальным диаметром 200 мкм изменение $\eta_{пл}$ от 30 до 65 % вызывает снижение этого времени в 2,2...2,3 раза для расхода 0,1 г/с. Начальная температура капли в данных условиях на величину z'' не влияет. Это объясняется незначительным временем прогрева капли до температуры кипения, особенно в области малых расходов плазмобразующего воздуха.

Рассмотрим второй случай подвода топлива (см. рис.3.11,б). Распределение скорости и температуры по сечениям распыляющейся в воздушной среде плазменной струи определено с использованием полуэмпирической теории турбулентных газовых

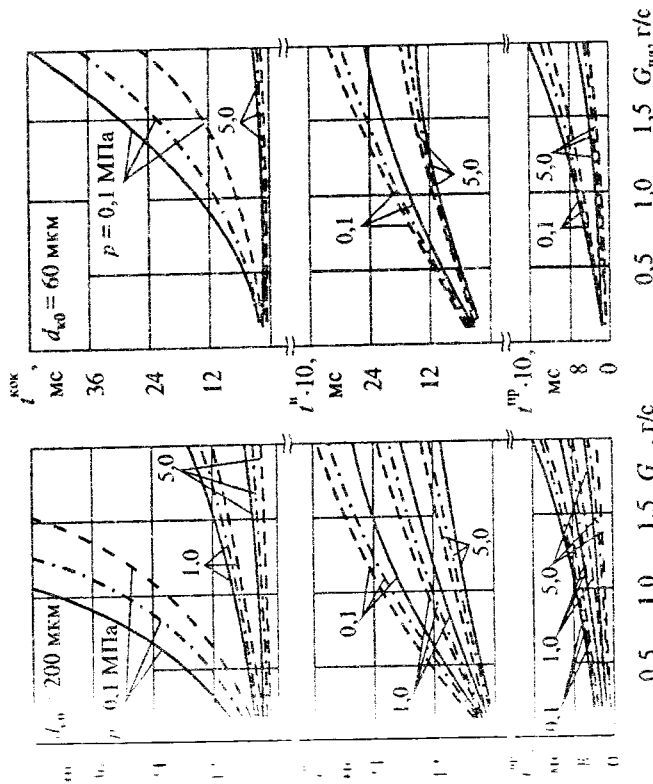


Рис. 3.14 Влияние расхода плазмобразующего воздуха и давления в зоне горения на характеристические времена горения топлыв

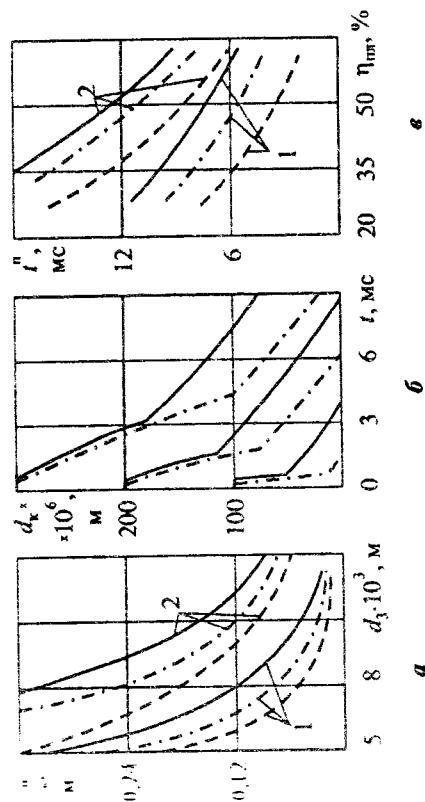


Рис.3.15. Влияние диаметра анода, диаметра капли и КПД плазмотрона на выгорание капли

струи [1]; в расчетах длина переходного участка полагалась нулю и струя состояла из двух участков: начального и осевого. Для каждого из них выявлена зона турбулентного смешения на границе спутных потоков плазмы и воздуха, применены осевые расчетные соотношения [1], связывающие толщину осевой струи, и, в предположении универсальности профилей скорости и температуры, и термодинамической температуры, определены скорость и температура пограничного слоя.

В процессе расчетов установлено существенное воздействие плазменной струи только на время прогрева капли $t_{пр}$ (рис.3.11). Проанализировано влияние тока дуги, угла вылета капли из плазмы $\alpha_{к0}$ и начальной ее скорости $v_{к0}$ на время прогрева (при начальном диаметре капли 200 мкм, начальной температуре 288 К, набегающем потоке — воздухе с температурой $T_{г} = 800$ К, скоростью $v_{гт} = 30$ м/с и атмосферном давлении). Повышение тока ду-

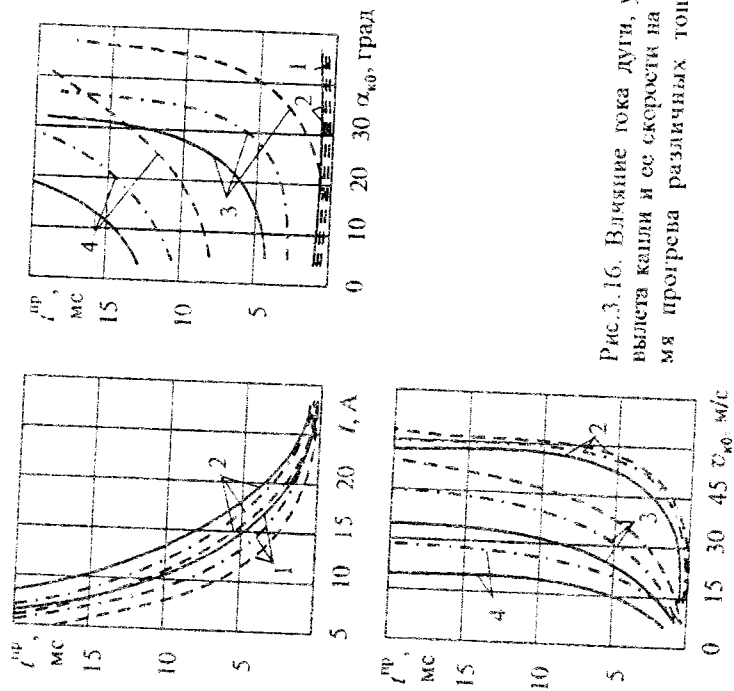


Рис.3.16. Влияние тока дуги, угла вылета капли и ее скорости на время прогрева различных топлив

государственные расходы плазмобразующего воздуха способствуют снижению времени прогрева. Так, при изменении тока дуги от 10

А при $G_{пл} = 0,2$ г/с и $\alpha_{к0} = 30^\circ$ значение $t_{пр}$ уменьшается в 9...10 раз. Для сравнения с этими результатами рас-
считано время прогрева капли, истекающей в воздушный поток из осевого плазматрона; оно составило 27,7 и 34,5 мс для $I_{дт} = 10$ и 30 А соответственно. Даже при $I = 10$ А и расходе 0,2 г/с и значения снижаются в 2,6 раза для капель топлива ДЛ. Угол вылета капли из сопла практически не оказывает влияния на время прогрева при малых расходах $G_{пл}$ и больших токах дуги. С увеличением расхода, а следовательно, и понижением среднemasсо-
вой температуры плазменной струи траектория капли оказывает все большее влияние на процесс теплообмена, причем
наблюдается тенденция к уменьшению $t_{пр}$ с уменьшением $\alpha_{к0}$.
Рассчитанные зависимости времени прогрева от начальной ско-
рости капли для $I = 30$ А и $\alpha_{к0} = 30^\circ$ показали, что при расходе
топлива целесообразно повышать скорость вылета капли более
чем в 2 раза при $G_{пл} = 0,5...1,0$ г/с — более 45 м/с из-за резкого увеличе-
ния при этом значения $t_{пр}$ вследствие уменьшения времени кон-
такта топлива и плазмы.

Таким образом, при подводе капли топлива внутрь анода плаз-
матрона тепловое воздействие низкотемпературной воздушной
струи наиболее эффективно при токах дуги $I \approx 10$ А для атмо-
сферного и $I \approx 6$ А для повышенного давлений, расходах плазмоб-
разующего воздуха 0,1...0,3 г/с и диаметре выходного электрода
11 мм. Если топливо истекает из сопла, установленного соосно
по отношению к каналу, струя плазмы оказывает воздействие толь-
ко на время прогрева капли. Наиболее целесообразные значения
тока дуги при этом 15...20 А.

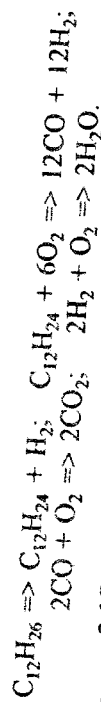
1.1 Характеристики процесса газификации жидкого топлива

Большой интерес для судовых энергетических установок пред-
ставляет определение характеристик плазмохимического реакто-
ра, работающего на жидком топливе, и выбор режимов, наиболее
целесообразных с точки зрения максимальной реакционной спо-

способности продуктов плазмохимической газификации. Моделирование физико-химических процессов в плазмохимическом реакторе основано на решении системы дифференциальных уравнений сохранения массы, импульса и энергии для многокомпонентной турбулентной химически реагирующей двухфазной системы, рассмотренной в гл.2.

В качестве объекта исследований выбран экспериментальный плазмохимический реактор со следующими геометрическими параметрами: диаметр и длина электродового канала 4 и 6 мм, диаметр уступной части по 6 мм, длина и диаметр камеры смешения 8 и 50 мм. Температура плазменной воздушной струи входе в камеру смешения реактора поддерживается постоянной (2500 К) изменением тока электрической дуги и напряжения питания генератора, а расход плазмообразующего воздуха составляет 0,3 г/с. Жидкое топливо (додекан $C_{12}H_{26}$) эжектируется через кольцевую щель, расположенную в начале камеры смешения равномерно распределяется по ее периферийной части. Режим работы плазмохимического реактора определяется коэффициентом избытка воздуха α_r , изменяющимся регулированием расхода топлива через жиклер реактора диаметром 0,8 мм.

Расчетная двумерная разностная сетка состоит из 31 и 21 ячеек в осевом и радиальном направлениях, движение потоков осуществляется симметричным относительно оси реактора. Схема горения испаренного (газообразного) додекана принимается состоящей из четырех стадий:



На рис.3.17 приведены линии равных массовых долей Y газообразного $C_{12}H_{24}$ (продукта термического разложения додекана) соответственно для трех режимов работы плазмохимического реактора, характеризующихся разными коэффициентами избытка воздуха в камере смешения реактора: $\alpha_r = 0,2; 0,8; 1,2$. Минимальные, максимальные значения и интервалы $Y_{C_{12}H_{24}}$ для рис.3.17,а составляют $6,77 \cdot 10^{-3}, 1,29 \cdot 10^{-1}, 1,36 \cdot 10^{-2}$, для рис.3.17,б — $4,32 \cdot 10^{-3}, 8,21 \cdot 10^{-2}, 0,86 \cdot 10^{-2}$, а для рис.3.17,в — $2,82 \cdot 10^{-3}, 5,35 \cdot 10^{-2}, 0,56 \cdot 10^{-2}$. Цифры 1 соответствуют минимальные значения параметров, цифре 10 — максимальные, а цифрам 2-9 — промежуточные (с учетом

увеличением α_r резко интенсифицируется окисление газообразного горючего

в зоне смешения реактора и температуры в зоне смешения содержания кислородного кислорода. В случае смесей, близких к стехиометрическим (см. рис.3.17,б,в), $C_{12}H_{24}$ практически полностью реагирует в камере смешения. В случае смесей, близких к стехиометрическим (см. рис.3.17,а) присутствуют продукты полного горения. Через обогащенный топливом смесью (см. рис.3.17,а) присутствуют высокие концентрации углеводородов даже в выходном сечении плазмохимического реактора.

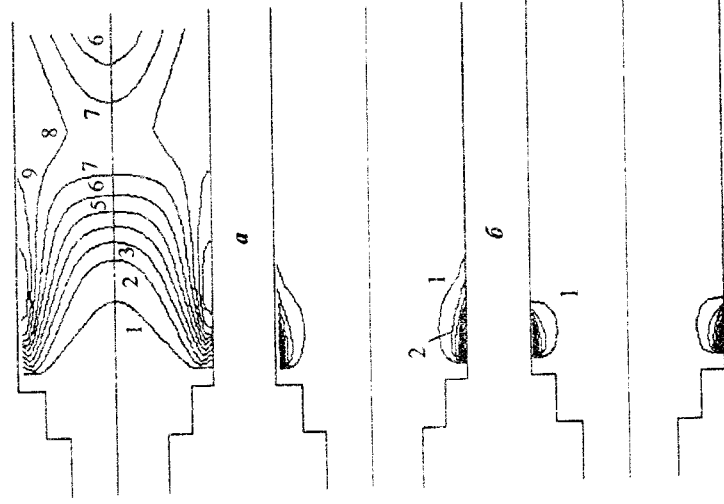


Рис.3.17. Распределение массовых долей $C_{12}H_{24}$ в камере смешения плазмохимического реактора.

а — $\alpha_r = 0,2$; б — $0,8$; в — $1,2$

Пользуемая четырехступенчатая схема горения углеводородного топлива ограничена в том смысле, что она не позволяет рассчитывать концентрации радикалов, которые требуются для соединения кинетики высокотемпературного окисления углеводородов с кинетикой образования окислов загрязняющих веществ, таких, как CO и NO_x . Принятый квазистационарный механизм определяет более гладкое и постепенное повышение температуры в реакционной зоне по сравнению с быстрым, почти мгновенным увеличением температуры (воспламенение), которое даст детальное описание химических реакций через промежуточные соединения. Однако известно, что путем экспериментального нахождения констант скоростей реакций рас-

сматриваемого механизма удается достичь хорошего совпадения между моделью и экспериментами. Так, при увеличении давления смеси, температуры и отношения воздух/топливо согласованность между данными эксперимента и приближенной моделью увеличивается [7]. Для перобогащенных смесей (например, $\alpha_r = 0,2$) максимальные концентрации оксида углерода наблюдаются в выходных сечениях реактора и непосредственно в районе подвода углеродного сырья в его периферийной части.

Линии равных значений температур плазмохимических продуктов при $\alpha_r = 0,2, 0,8$ и $1,2$ представлены на рис.3.18. Минимальные, максимальные значения и интервалы T для рис.3.18,а равны 1040; 2900; 207 К, для рис.3.18,б – 2210; 2900; 77 К, для рис.3.18,в – 2520; 2970; 50 К. Наибольшую температуру имеет обедненный фазел плазмохимических продуктов (см. рис.3.18,в) за счет дополнительного количества тепла, выделяющегося при полном сгорании углеводородного топлива.

Распределение массовых долей молекулярного водорода для трех режимов по коэффициенту избытка воздуха показаны на рис.3.19. Минимальные, максимальные значения и интервалы Y_{H_2} для рис.3.19,а составляют $3,66 \cdot 10^{-4}$; $6,95 \cdot 10^{-3}$; $0,73 \cdot 10^{-3}$, для рис.3.19,б – $1,17 \cdot 10^{-4}$; $2,22 \cdot 10^{-3}$; $0,23 \cdot 10^{-3}$, для рис.3.19,в – $1,08 \cdot 10^{-4}$; $2,05 \cdot 10^{-3}$. Приведенные расчетные данные свидетельствуют о наличии большей химической активности продуктов частичного окисления богатых топливом смесей. Так, содержание молекулярного водорода на выходе реактора при коэффициенте избытка воздуха 0,2 превышает аналогичные значения при $\alpha_r = 1,2$ на несколько порядков, что подтверждает выводы работы [42], где путем детальных кинетических расчетов схемы окисления газообразных топлив определены зависимости концентрации стабильных и промежуточных продуктов плазмохимического реактора в случае изо-термических условий проведения процесса.

На рис.3.20 представлены соответственно векторы скорости потока в плазмохимическом реакторе (максимальное значение 233,91 м/с), профили тангенциального компонента скорости (максимальное значение 160 м/с) и контуры давления (минимальное, 0,0078 10^5 Па). Как видно из рис.3.20,а, вследствие закрутки плаз-

рис.3.19. Распределение массовых долей H_2 в камере смешения плазмохимического реактора:
 $\alpha - \alpha_r = 0,2; б - 0,8; в - 1,2$

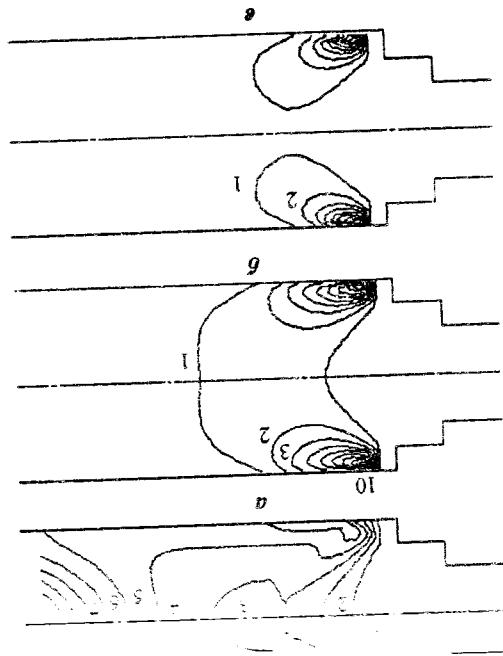
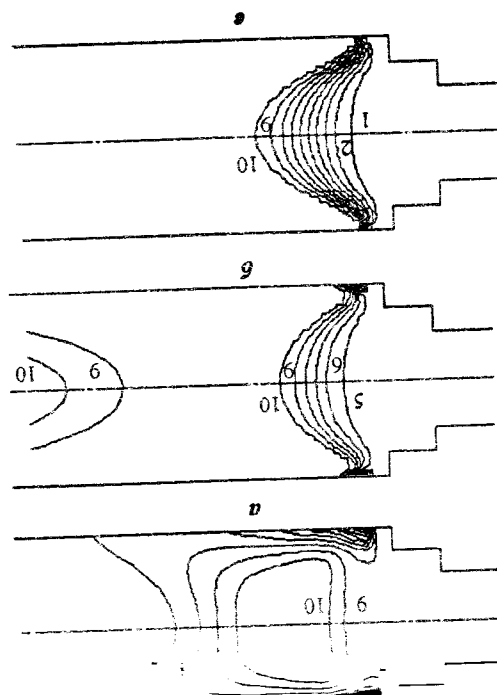


рис.3.18. Линии равных значений температуры плазмохимических продуктов:
 $\alpha - \alpha_r = 0,2; б - 0,8; в - 1,2$



мообразующего воздуха в осевой зоне уступной части и смещения реактора имеет место разрезание. По мере продвижения тангенциальная скорость постепенно уменьшается (рис. 3.20, б), а давление в поперечных сечениях выравнивается (рис. 3.20, в). Известно [33], что в случае распространения эжектирующей струи внутри канала можно выделить три характерных участка, в которых изменение тангенциальной скорости описывается различными законами: зона квазитвердого вращения, в которой вращательная составляющая скорости изменяется практически линейно от нуля на оси до некоторого максимального значения;

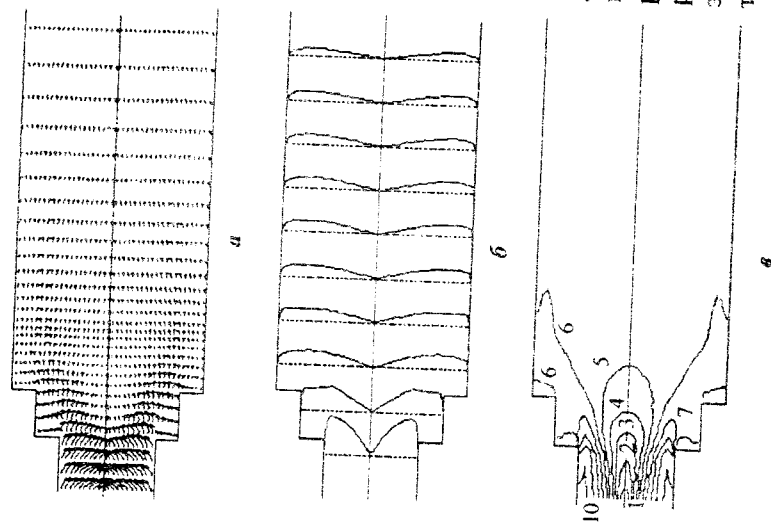


Рис. 3.20. Векторы скорости потока (а), профили тангенциальной скорости (б) и линии равных значений давления (в) в камере смещения при коэффициенте избытка воздуха в реакторе 0,2

зоне осевого вращения периферийных зон рециркуляций. Пространственное распределение составляющих скоростей течения определяется основными факторами, основными из которых являются структура потока плазмообразующего воздуха, отношение диаметра уступной части и электродугового канала и отношение диаметра камеры смещения и уступной части плазмотрона.

Распределение кинетической энергии турбулентности (минимальное, максимальное значения и интервал соответственно $91,2 \cdot 10^6$; $1730,0$; $1,42 \cdot 10^8$), скорости диссипации турбулентной энергии (минимальное, максимальное значения и интервал соответственно $7,49 \cdot 10^6$; $1,42 \cdot 10^8$;

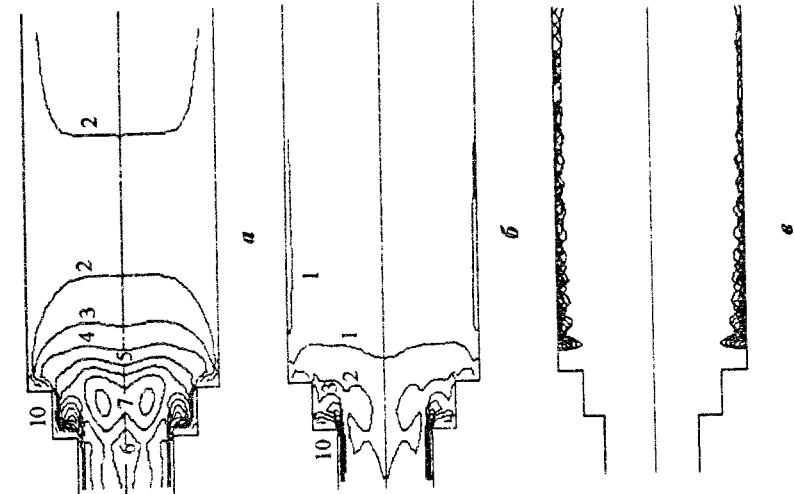


Рис. 3.21. Профили кинетической энергии турбулентности (а), скорости диссипации турбулентной энергии (б) и траектории капли жидкого топлива (в) при коэффициенте избытка воздуха в реакторе 0,2

температуры и концентраций реагентов. Как видно из рис. 1, интенсивность турбулентности в рассматриваемом случае максимальные значения вблизи стенок уступной части реактора, где градиенты осевого компонента скорости значительны. Вод жидкого топлива в районе начала камеры смешения, а снижение интенсивности закрутки плазмобразующего воздуха за турбулентной диффузии приводят к уменьшению турбулентности и выравниванию профилей кинетической энергии по длине реактора. Скорость диссипации турбулентной энергии (см. рис. 3.2.1, б) максимальна в районе стенок родутовой камеры и в сечениях, примыкающих к началу уступа части плазменного генератора.

При расчете полидисперсного факела жидкого топлива, т.е. турсомого в камеру смешения реактора, предполагалось расделение капель по размерам в виде зависимости Розина-Рамсея [68]. На рис. 3.2.1, в показаны траектории капель жидкого топлива с диаметрами в спектре распыливания от 2 до 30 мкм при их альной скорости в сечении подвода 6 м/с. Более крупные капли успевают газифицироваться полностью до выхода из реактора, покидают его, обуславливая механический недожог. В боковой топливом смесях ($\alpha_r = 0,2$) практически не удается избежать носса топлива в виде паров и мельчайших капель, что подтверждается экспериментальными данными [45]. Поэтому целесообразно осуществлять подвод продуктов плазмохимических превращений в основную камеру сгорания, непосредственно устанавливая актор на корпусе камеры, избегая дополнительных трубопроводов, переходников и других промежуточных элементов.

Известно, что добавки водорода и газообразных продуктов полного окисления углеводородов интенсифицируют процессы смесеобразования и горения в основных камерах сгорания [23, 56, 60]. Несомненный интерес представляет плазмохимический метод получения водородосодержащего газа из жидких топлив в специальном генераторе [51, 53], позволяющий устранить проблемы, связанные с хранением и транспортировкой водорода к энергоустановкам. Чтобы определить рациональные параметры газификации, выбрать наиболее целесообразные режимы работы устройств и схем размещения комплексов технических средств, были выполнены расчеты равновесного состава продуктов частичного плазмохимического окисления различных сортов жидкого топлива.

и водотопливных эмульсий при регулировании в опытах температуры, давления и коэффициента избытка воздуха.

Расчет концентрации равновесных продуктов плазмохимической газификации проводился для керосина Т1 (ГОСТ 10227-86), жидкого мазута Ф12 (ГОСТ 10585-75) и топочного мазута М40 (ГОСТ 10585-75), а также для водотопливных эмульсий на основе жидкого мазута Ф12 с содержанием воды от 5 до 50 %. Температура T в камере смешения генератора водородосодержащего газа при P варьировалась от 1000 до 4000 К, давление p — от 0,1 до 5,0 МПа, коэффициент избытка воздуха в реакторе α_r — от 0,3 до 1,0.

Исходно были определены режимы работы генератора водородосодержащего газа, при которых концентрации активных компонентов (молекулярного и атомарного водорода H_2 , H , оксида углерода CO и гидроксила OH) принимают максимальные значения. Далее находился состав продуктов газификации для различных топлив и водотопливных эмульсий путем оптимизации расчета углеводородного сырья (по расходу и стоимости топлива).

Анализ полученных результатов расчета равновесных продуктов плазмохимической газификации позволяет отметить следующее:

1. Наибольшее влияние в исследованном диапазоне параметров на концентрацию химически активных продуктов оказывает коэффициент избытка воздуха. Концентрации H_2 , CO , H при минимальных значениях при минимально возможном избытке образований частиц сажи коэффициенте избытка воздуха. Так, для керосина Т1 при $\alpha_r = 0,35$; $T = 2000$ К; $p = 0,1$ МПа концентрации H_2 , CO , H и OH равны 24,94; 25,71; 0,08 и 0 %, при $\alpha_r = 0,5$ — 17,67; 18,41; 0,06 и 0 %, а при $\alpha_r = 1,0$ — 0,09; 0,39; 0 и 0,07 % соответственно.

2. С повышением температуры газификации при постоянном коэффициенте избытка воздуха содержание молекулярного водорода уменьшается, оксида углерода — вначале незначительно увеличивается, а затем также уменьшается, атомарного водорода и гидроксила — постоянно увеличивается. Так, для керосина Т1 при $T = 1500$ К; $\alpha_r = 0,35$; $p = 0,1$ МПа концентрации H_2 , CO , H и OH составляют 25,02; 25,69; 0 и 0 %, при $T = 2000$ К — 24,94; 25,71; 0,08 и 0 %, при $T = 3000$ К — 20,54; 24,81; 7,13 и 0,02 %, а при $T = 3500$ К — 12,2; 23,07; 20,55 и 0,06 % соответственно.

3. Давление, при котором проводится плазмохимическая фикация, на концентрации химически активных продуктов в температурном диапазоне до 2500 К оказывает незначительное влияние. С увеличением температуры концентрации H_2 и CO с ростом давления увеличиваются, а содержание H и OH уменьшается. Так, для смеси Tl при $p = 0,1$ МПа; $T = 3500$ К; $\alpha_r = 0,35$ концентрации CO , H и OH равны 12,2; 23,07; 20,55 и 0,06 %, при $p = 1,0$ МПа — 20,38; 24,78; 7,39 и 0,03 %, а при $p = 5,0$ МПа — 22,52; 25,22; 3,02 % соответственно.

4. Угтяжение фракционного состава топлива (флотский и почный мазуты) вызывает незначительное изменение максимальных концентраций химически активных компонентов. На рис. 3.23 показаны зависимости концентраций H_2 , CO , H и OH коэффициента избытка воздуха (см. рис. 3.22, а), температуры (рис. 3.22, б) и давления (см. рис. 3.23) для различных сортов топлива. Так, при $T = 1500$ К; $\alpha_r = 0,35$; $p = 0,1$ МПа для керосина равновесные концентрации H_2 и CO равны 25,69 и 25,02 %, флотского мазута Ф12 — 22,04 и 26,54 %, а для топочного мазута М40 — 21,60 и 27,50 % соответственно.

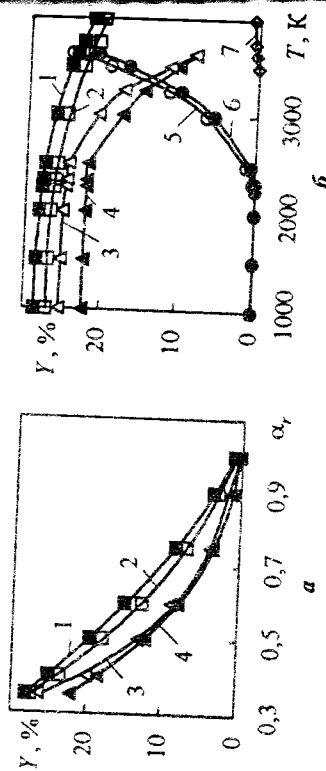


Рис. 3.22. Зависимости равновесных концентраций активных продуктов от коэффициента избытка воздуха (а) и температуры (б): 1 — Ф12 [CO]; 2 — Т1 [CO]; 3 — Т1 [H_2]; 4 — Ф12 [H_2]; 5 — Т1 [H]; 6 — Ф12 [H]; 7 — Т1 [OH]

5. Добавки пресной воды в топливо практически не оказывают существенного влияния на содержание молекулярного водорода в продуктах плазмохимической газификации, но снижают содержание оксида углерода. Отметим, что использование водо-

содержащих эмульсий приводит к необходимости внесения большого количества тепловой энергии в реакционную зону генератора. При этом содержание воды в топливе при $T = 1500$ К; $\alpha_r = 0,35$; $p = 0,1$ МПа. Так, для флотского мазута Ф12 концентрации этих веществ соответственно равны 22,04; 26,54; 0,25 и 0,12 %, для керосина — 22,28; 24,96; 2,25 и 0,98 %, а для 50 % эмульсии — 16,31; 16,59 и 4,77 % соответственно.

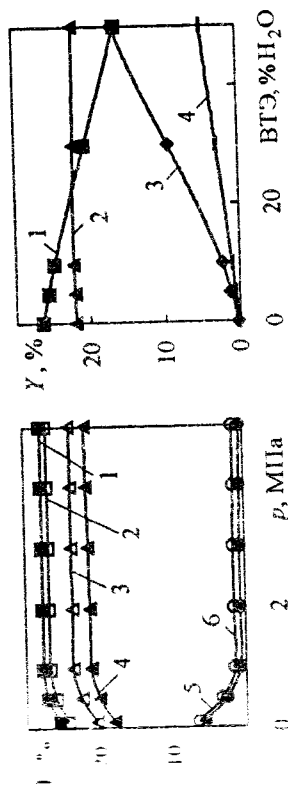


Рис. 3.23. Зависимости равновесных концентраций химических продуктов от давления: 1 — Ф12 [CO]; 2 — Т1 [CO]; 3 — Т1 [H_2]; 4 — Ф12 [H_2]; 5 — Т1 [H]; 6 — Ф12 [H]

Таким образом, может быть предложено использование остаточных топлив (мазуты Ф12, М40) и водотопливных эмульсий на основе в качестве сырья для плазмохимической газификации при условии решения ряда конструкторских и технологических вопросов, связанных с совершенствованием систем топливоподготовки и топливоподачи.

1.4. Влияние турбулентных пульсаций плазменно-топливного факела на процессы интенсификации горения

Тепловое и кинетическое влияние низкотемпературной воздушной плазмы на процессы сжигания топлива не исчерпывает полно-

ты взаимодействия плазменной струи с горючей смесью: при этом плазмохимических реакций, генерируемые плазменно-горючей смесью, оказывают турбулизующее влияние на скорость перемешивания основного топлива с воздухом в зоне горения и тем самым интенсифицируют массообменные процессы.

Используя разработанную математическую модель кинетики горения, рассмотрим возможность повышения скорости диффузионного горения основного топлива высокотурбулентным плазменно-топливным факелом. В случае раздельной подачи топлива и окислителя (что наиболее характерно для камер сгорания с вихревыми химическими реакциями) достаточно мало по сравнению с временем химического равновесия термодинамических переменных о химическом равновесии, поэтому вполне оправдано предположение о разделении времени. Характер смещения реагентов однозначно определяется одной консервативной скалярной величиной [10], что позволяет значительно упростить решение сложной системы дифференциальных уравнений, описывающих поведение реагирующих газов в турбулентном высокотемпературном потоке.

В качестве такой консервативной величины для одностадийной реакции горения используют коэффициент смеси [54, 63]

$$f = m_r - m_o / i,$$

где m_r, m_o — концентрации горючего и окислителя.

В ламинарном потоке мгновенные значения концентраций реагентов и температуры зависят только от значения коэффициента смеси в данной точке течения. В турбулентном потоке в результате хаотических пульсаций коэффициент смеси будет флуктуировать во времени. В соответствии с этими флуктуациями будут изменяться и концентрации всех компонентов. Связь характеристик состояния со скалярной переменной f нелинейна, и для нахождения средних значений термодинамических параметров недостаточно определить только среднее значение коэффициента смеси. В качестве дополнительной характеристики процессов необходимо иметь распределение функции плотности вероятности $p(f)$ консервативной величины. Для этого использован подход [54], согласно которому распределение функции плотности вероятности зависит от среднего значения f и его пульсационной величины $g = \overline{f'^2}$, на-

где $\overline{f'}$ — среднее значение f во времени квадратом флуктуации концентрации. Для этих параметров в разработанной модели решаются уравнения переноса [67]:

$$\frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho v_i f}) - \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_f \frac{\partial f}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\overline{(\rho v_i f')} \right) = 0;$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\overline{\rho v_i g}) - \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\Gamma_g \frac{\partial g}{\partial x_i} \right) - C_{g1} \mu_i \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \frac{\partial f}{\partial x_i} \right) + \frac{C_{g2}}{k} \rho g = 0,$$

где Γ_f, Γ_g — скалярный коэффициент турбулентной вязкости.

Известная кинетическая энергия турбулентности и скорости турбулентности находят решение соответствующих уравнений переноса согласно k - ϵ -модели турбулентности [24].

Для описания термодинамического состояния системы следует воспользоваться законом изменения коэффициента смеси во времени. В работе [54] предложено такое изменение в виде прямоугольных импульсов, соответствующих двум δ -функциям Дирака, т.е.

$$p(f) = \alpha \delta(f - f_-) + (1 - \alpha) \delta(f - f_+),$$

где α — параметр; $f_- = \max(-1/i, f - g^{1/2})$; $f_+ = \min(1, f + g^{1/2})$.

Изменения α, f_- и f_+ находятся в соответствии со следующими формулами:

$$\text{при } g^{1/2} < (1 - f) \text{ и } g^{1/2} < (f + 1/i)$$

$$\alpha = 0,5; f_- = f - g^{1/2}; f_+ = f + g^{1/2};$$

$$\text{при } g^{1/2} > (1 - f)$$

$$\alpha = (f - f_-)/(1 - f_-); f_- = f - g/(1 - f); f_+ = 1;$$

$$\text{при } g^{1/2} > (f + 1/i)$$

$$\alpha = (f + 1/i)/(f_+ + 1/i); f_- = 1/i; f_+ = f + g/(f + 1/i).$$

Связь усредненных во времени характеристик мгновенного термодинамического состояния с коэффициентом смеси при ис-

пользовании плотности в качестве весовой функции задается

$$\bar{\varphi} = \int_0^1 \varphi(f) p(f) df.$$

В этой формуле искомыми функциями $\varphi(f)$ выступают симости массовых долей горючего, окислителя, продуктов сгорания от коэффициента смеси в предположении быстрого протекания химических реакций [54], означающего, что два реагента могут существовать одновременно в одной точке пространства и то же время.

Объектом исследований выбрана цилиндрическая камера сгорания диаметром $D = 210$ мм (см. рис.2.12). Интенсификацию процессов перемешивания реагентов предлагается осуществлять в основном за счет на турбулентные характеристики потока основного топлива непосредственно (случай пламенно-топливно-воздушной форсировки) или опосредованно путем взаимодействия вспомогательных продуктов плазмохимических реакций с основной горючей смесью (случай плазмохимического реактора). Для анализа интенсивности плазменно-топливного выделения выделяющее вещество плазменно-топливного факела на процессы смешения и горения; тепловые и кинетические аспекты этого взаимодействия не рассматриваются.

Описание процессов в камере сгорания основано на численном решении по методике [42,63] уравнений для напряженного вихря, функции тока, тангенциальной составляющей скорости, энthalпии и коэффициента смеси, кинетической энергии турбулентности, скорости диссипации, усредненного во времени квадрата флуктуации концентрации в соответствии с заданными начальными условиями: расход первичного воздуха $56,2$ г/с, вторичного воздуха — $35,2$ г/с, плазменно-топливной смеси — $2,19$ г/с; температура первичного воздуха и топлива 310 К, вторичного воздуха — 500 К. Уровень турбулентности плазменно-топливной смеси варьируется в диапазоне от 1 до 100 %; пульсации скорости потока воздуха считаются постоянными.

На рис.3.25 и 3.26 представлены профили кинетической энергии по радиусу R камеры сгорания для различных начальных уровней

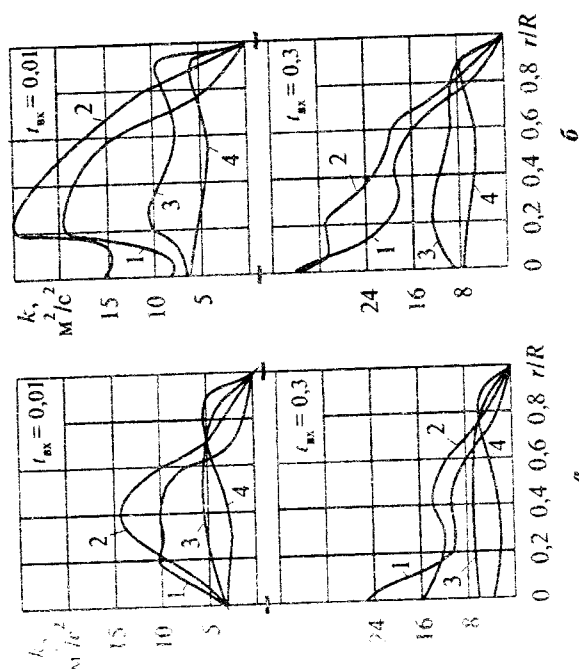


рис.3.25. Профили кинетической энергии турбулентности для $t_0 = 0.01$ и 0.3 при степени закрутки первичного воздуха 1,5 (а) и 2,5 (б)

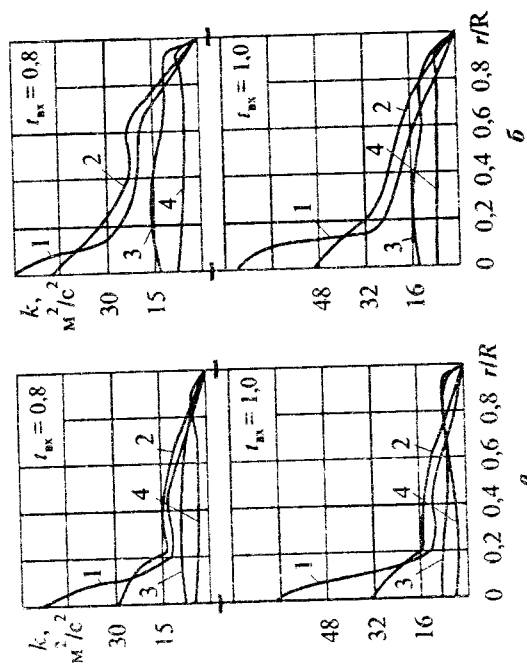


рис.3.26. Профили кинетической энергии турбулентности для $t_0 = 0.8$ и 1.0 при степени закрутки первичного воздуха 1,5 (а) и 2,5 (б)

ней турбулентности пламенно-топливного факела $t_{\text{вх}} = k_{\text{вх}}$ и степеней закрутки первичного воздуха, равных 1,5 и 2,5. На следующих рисунках раздела цифрами 1-4 обозначены различные осевые расстояния от переднего торца камеры: $z/D = 0,0952; 0,3333; 0,9048$, — расстояния, соответствующие зоне окончательного горения до сечения радиального ввода вторичного воздуха. При $t_{\text{вх}} = 0,01$ характерно наличие максимума в области смещения потоков первичного воздуха и топлива ($z/D = 0,0476$ и $0,0952$), где достаточно велики градиенты скорости. Рассчитанные максимальные значения превосходят начальный уровень во входном сечении более чем в 10 раз. С увеличением степени закрутки первичного воздуха от 1,5 до 2,5 максимальные значения турбулентной энергии возрастают в 1,7...2,0 раза. Для сечений $z/D = 0,3333$ и $0,9048$ характерно некоторое смещение максимума энергии турбулентных пульсаций к стенке камеры сгорания в область смещения продуктов химического реагирования в первичной зоне и вторичного воздуха. Увеличение начального уровня турбулентности пламенно-топливного факела ($t_{\text{вх}} = 0,3; 0,8; 1,0$) приводит к увеличению максимальных значений k в приосевых областях камеры сгорания (кривые 1, 2). По ходу движения потоков к сечению подача вторичного воздуха вследствие вязкой диссипации профиля турбулентной энергии становится более пологими (кривые 3, 4).

Начальный уровень турбулизации оказывает значительное влияние на распределение среднеквадратичных пульсаций концентрации $g^{1/2} / f$, профили которых приведены на рис. 3.27 для $t_{\text{вх}} = 0,01$ (см. рис. 3.27, а) и $0,8$ (см. рис. 3.27, б). Величина $g^{1/2} / f$ представляет собой отношение пульсационной составляющей коэффициента смеси к среднему его значению и в определенной мере является характеристикой скорости горения топливовоздушной смеси. Максимальные значения этой величины достигаются при $r/R = 0,2...0,4$ и быстро снижаются по мере выгорания горючего. Увеличение $t_{\text{вх}}$ от $0,01$ до $0,8$ вызывает рост максимальных значений $g^{1/2} / f$ в 1,2...1,3 раза. При степени закрутки первичного воздуха 1,5 и $z/D = 0,9048$ среднеквадратичные пульсации концентрации достигают значений $0,2...0,3$.

и увеличение степени закрутки до 2,5 сопровождается увеличением разрывов центральной торoidalной зоны рециркуляции и формированием процессов горения. Пульсации концентрации по оси камеры падают значительно быстрее (рис. 3.28), что свидетельствует о более раннем завершении реакций химического реагирования. Нужно отметить, что максимальные значения $g^{1/2} / f$ в этом случае превосходят соответствующие значения при степени закрутки 1,5 в 1,7...1,9 раза.

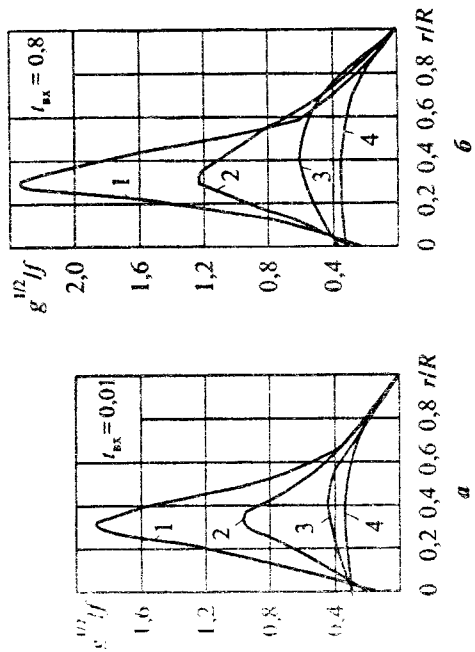


Рис. 3.27. Профили среднеквадратичных пульсаций концентрации при степени закрутки первичного воздуха 1,5

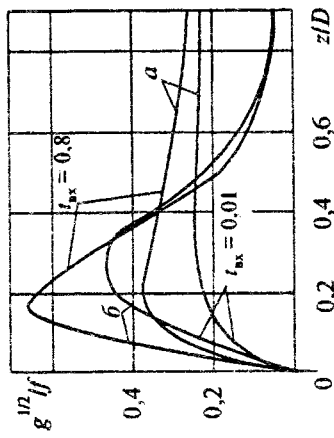


Рис. 3.28. Распределение среднеквадратичных пульсаций концентрации по оси камеры: а, б — степень закрутки 1,5 и 2,5

возрастает из-за дополнительного члена, обусловленного пульсациями температуры. Это связано с тем, что при определении влияния изменения температурного уровня увеличение скорости реакции с повышением температуры больше, чем ее уменьшение при снижении температуры на такую же величину. На рис. 3.29 представлены зависимости концентрации горючего по оси z/D от степени закрутки первичного воздуха 1,5 (рис. 3.29, а) и 2,5 (см. рис. 3.29, б). В результате увеличения неоднородностей температуры смеси плазменно-топливным факелом сравнительно со слаботурбулизированным потоком ($t_{вх} = 0,01$) наблюдается снижение концентрации горючего на величину $\Delta m_T = m_T^{t_{вх}=0,01} - m_T^{t_{вх}}$.

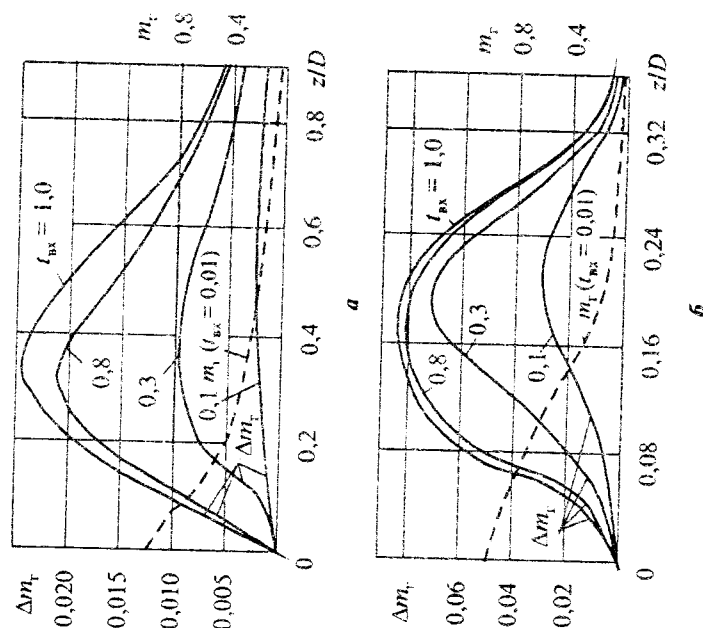


Рис. 3.29. Кривые выгорания горючего при степени закрутки первичного воздуха 1,5 (а) и 2,5 (б)

Изменение уровня турбулентности плазменно-топливного фа-

от 0,01 до 0,1; 0,3; 0,8 и 1,0 приводит к соответствующему уменьшению максимальных значений Δm_T до 0,0028; 0,0095; 0,021; 0,041 (степень закрутки 1,5) и до 0,031; 0,071; 0,083; 0,086 (степень закрутки 2,5). Отметим, что сечениям с максимальным приростом температуры соответствуют сечения с максимальными значениями среднеквадратичных пульсаций концентрации, а следовательно, и температуры (см. рис. 3.28). Ближе к завершению процесса горения пульсации концентрации падают, соответственно уменьшаются и значения Δm_T , причем, чем быстрее протекает процесс преобразования (степень закрутки 2,5), тем быстрее падает Δm_T .

Благодаря интенсификации процессов смешения плазменно-топливным факелом и более быстрому выгоранию горючего по длине камеры сгорания температурный уровень в первичной зоне повышается на величину $\Delta T_r = T_r^{t_{вх}=0,01} - T_r^{t_{вх}}$ (рис. 3.30). При степени закрутки первичного воздуха 1,5 максимальные значения ΔT_r наблюдаются в сечениях $z/D = 0,4 \dots 0,6$ и достигают 70...80 градусов для $t_{вх} = 0,8$ и 1,0. По мере приближения к сечению подвода вторичного воздуха ($z/D = 1,143$) прирост температуры уменьшается.

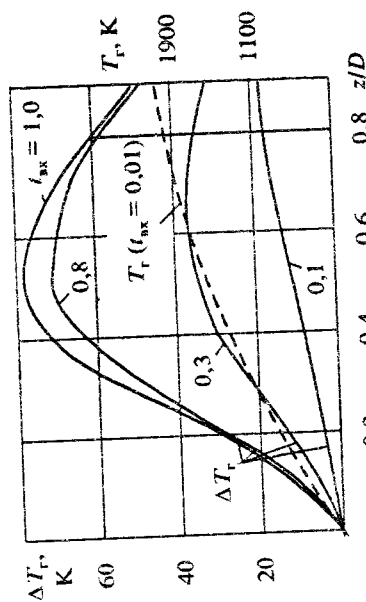


Рис. 3.30. Температура газов по оси камеры сгорания при степени закрутки первичного воздуха 1,5

3.5. Исследование параметров газотурбинной камеры сгорания с системой плазмохимической интенсификации

Теоретические исследования процессов в камере сгорания газотурбинного двигателя с системой плазмохимической интенсификации, протекающих в условиях интенсивного перемешивания и реагирования неізотермических турбулентных потоков воздуха, топлива, продуктов сгорания и продуктов плазмохимических превращений, представляют собой достаточно сложную задачу. Разработанная модель реагирующих двухфазных потоков и химической кинетики позволяет объяснить многие физико-химические процессы в камере, экспериментальные исследования которых трудны. Во многих случаях это позволяет существенно сократить затраты материальных ресурсов на проведение опытно-структурных и доводочных работ по созданию перспективных технологически чистых образцов топливосжигающих устройств с высокой энергетикой.

В жаровую трубу экспериментальной камеры сгорания плазмохимического реактором [42,45] воздух подается ступенчато через лопаточный завихритель В радиальные отверстия в районе фронтального устройства В₁ и два ряда отверстий смесителя В₃ и В₄ расположенных шахматном порядке (рис.3.31,а). Основное жидкое топливо Т распыливается форсунок, расположенной на оси камеры. Расход воздуха через жаровую трубу со-

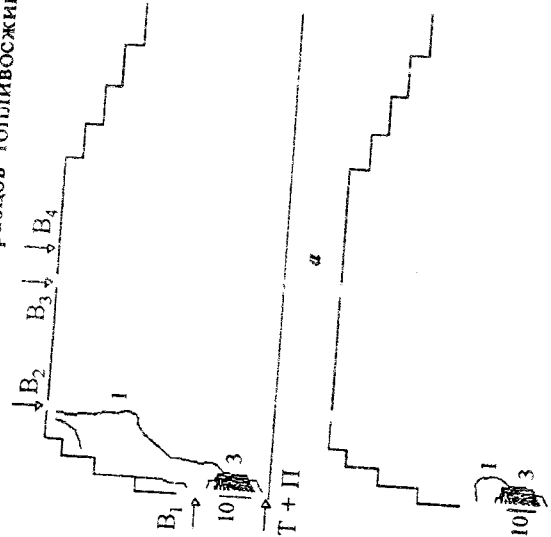


Рис.3.31. Распределение массовых долей газообразного топлива:

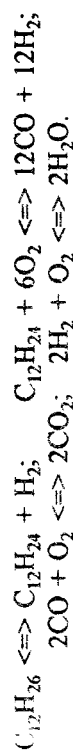
а — плазмотрон выключен; б — плазмотрон включен; В₁, В₂ — первичный воздух; В₃, В₄ — вторичный воздух; Т — топливо; П — продукты ПХР

тав составляет 0,262 кг/с, его температура 423 К, расход основного топлива изменяется от 2,0 до 3,28 г/с, что соответствует изменению коэффициента избытка воздуха в камере от 8,86 до 5,40. Вспомогательное жидкое топливо Т_{пл} с расходом 0,14 г/с и плазмообразующий воздух В_{пл} с расходом 0,56 г/с подаются в плазмохимический элемент, конструктивно объединенный с основной форсункой. Режим работы плазмохимического элемента регулируется извне с помощью вольт-амперной характеристики плазмотрона реактора с помощью источника питания, имеющего крутопадающую внешнюю характеристику. Геометрические параметры камеры сгорания приведены в табл.3.4.

Таблица 3.4. Геометрические характеристики модельной камеры

Параметр	Численное значение
Диаметр жаровой трубы, м	0,4
Высота жаровой трубы, м	0,098
Расстояние до 1-го ряда отверстий первичного воздуха В ₂ , м	0,066
Расстояние до 1-го ряда отверстий смесителя, м	0,168
Площадь отверстий для подачи первичного воздуха В ₁ , м ²	9,55 · 10 ⁻⁴
Площадь отверстий для подачи первичного воздуха В ₂ , м ²	8,00 · 10 ⁻⁴
Площадь отверстий 1-го ряда смесителя В ₃ , м ²	9,23 · 10 ⁻⁴
Площадь отверстий 2-го ряда смесителя В ₄ , м ²	1,38 · 10 ⁻³

Предполагается, что в камеру сгорания в виде топливной струи подается жидкий додекан C₁₂H₂₆, который испаряется, смешивается с окислителем и воспламеняется от горячих газов, рециркулирующих в зоне обратных токов. Кинетическая схема горения газообразного C₁₂H₂₆ предусматривает четыре стадии:



Продукты плазмохимических превращений в количестве β (от объема газифицированного основного топлива) подаются в зону первичного смешесобразования камеры и благодаря наличию активных промежуточных соединений ускоряют реакции окисления горючего.

Обобщение результатов теоретических и экспериментальных данных по интенсифицирующему воздействию продуктов плазмо-

химического реактора на скорость выгорания углеводородного топлива [42,44,95] приведем в следующем виде:

$$E_a / E_{a\beta} = 1,0 + 7,518\beta - 122,72\beta^2 + 875,91\beta^3 - 2222,7\beta^4,$$

где $E_a, E_{a\beta}$ — кажущиеся энергии активации глобальной реакции окисления газообразного топлива без добавок и с добавками продуктов плазмохимического реактора, с учетом которых проводится расчет кинетической схемы.

Кроме того, моделирование интенсифицирующего воздействия низкотемпературной воздушной плазмы на горение топлива в газотурбинной камере осуществлялось соответствующим заданием ее среднемаховой температуры (согласно экспериментальным данным [42]) и начального уровня турбулентности [50].

Расчетный сегмент жаровой трубы (1/8 часть окружности) составляют соответственно 31, 18 и 9 ячеек в осевом, радиальном и тангенциальном направлениях. На рис.3.31 приведено распределение 10 линий равных массовых долей Y газообразного топлива $C_{12}H_{26}$ по объему жаровой трубы при суммарном коэффициенте избытка воздуха 5,71 без добавок (см. рис.3.31,а) и с добавками (см. рис.3.31,б) продуктов плазмохимических реакций: минимальные, максимальные значения и интервалы $Y_{C_{12}H_{26}}$ для рис.3.31,а равны $1,08 \cdot 10^{-2}$, $2,05 \cdot 10^{-1}$ и $2,16 \cdot 10^{-2}$, а для рис.3.31,б — $1,32 \cdot 10^{-2}$, $2,52 \cdot 10^{-1}$ и $2,65 \cdot 10^{-2}$. Видно, что основная масса испарившегося топлива сосредоточена в районе фронтального устройства камеры, где имеет место интенсификация турбулентного перемешивания компонентов. Использование плазмохимического реактора приводит к более интенсивному выгоранию основного топлива и исключению догорания его отдельных порций в периферийной части потока вблизи стенок. Это благоприятно сказывается на температурном режиме жаровой трубы и подтверждает данные работы [95], где было экспериментально определено снижение максимальных значений температуры газа у стенок жаровой трубы на 50...150 градусов.

Линии равных массовых долей оксида углерода с выключенным и включенным плазмотроном плазмохимического реактора представлены на рис.3.32: минимальные, максимальные значения и интервалы Y_{CO} для рис.3.32,а равны $1,62 \cdot 10^{-3}$, $3,08 \cdot 10^{-2}$ и $3,24 \cdot 10^{-3}$, а для рис.3.32,б — $1,69 \cdot 10^{-3}$, $3,22 \cdot 10^{-2}$ и $3,39 \cdot 10^{-3}$. Видны характерные

зоны внутри огневой зоны камеры, которые являются источниками образования продуктов неполного сгорания. Отметим, что образование CO является одним из принципиально возможных направлений реакций в механизме горения углеводородов. Схема образования CO может быть представлена в виде [7]



где R — углеводородный радикал.

Для типичных температур в камере сгорания при последовательности реакций протекающих достаточно быстро, можно моделирование образования оксида углерода может быть осуществлено использованием некоей квазиглобальной реакции, в которой углеводородное топливо реагирует с молекулярным кислородом (второй реакцией рассматриваемого кинетического механизма). Полученный оксид углерода в дальнейшем окисляется до CO_2 со скоростью, существенно меньшей, чем скорость образования самого CO. Иницирующее воздействие продуктов плазмохимических превращений на механизм горения основной топливовоздушной смеси в камере проявляется в более быстром и полном окислении CO во фронте и последующей зоне. Это вызывает (см. рис.3.32,б) уменьшение содержания CO как в пристеночных участках жаровой трубы, так и в выходных ее сечениях.

Контуры равных значений температуры продуктов T с выключенным и включенным плазмотроном показаны на рис.3.33. Минимальные и максимальные значения температуры в камере сгорания

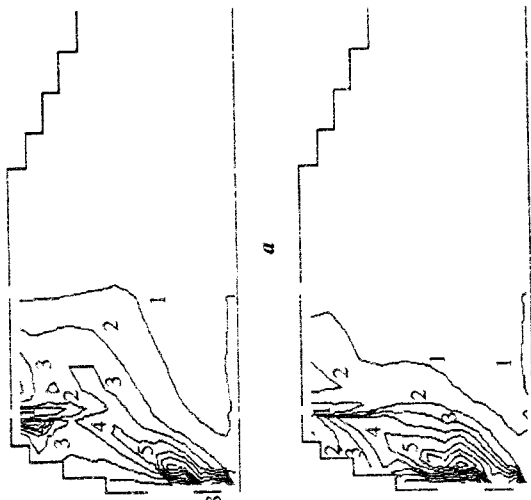


Рис.3.32. Линии постоянных значений массовых долей оксида углерода:

а — плазмотрон выключен; б — плазмотрон включен

нимальные, максимальные значения и интервалы температур для рис.3.33, а - 411; 2420, 223 К и для рис.3.33, б - 452; 2770, 211 К.

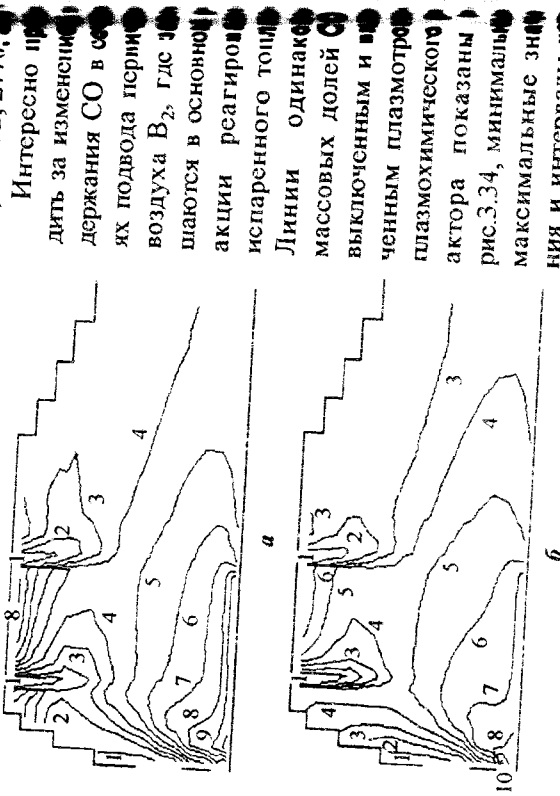


Рис.3.33. Линии постоянных значений температуры продуктов:
а - плазмотрон выключен; б - плазмотрон включен

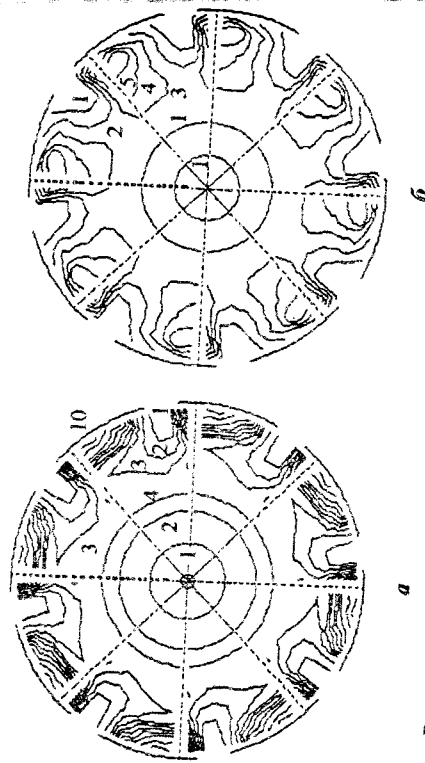


Рис.3.34. Распределение оксида углерода в сечении подвода первичного воздуха:
а - плазмотрон выключен; б - плазмотрон включен

ного процесса (см. рис.3.34,а) оксид углерода концентрируется в районе стенок жаровой трубы, где его содержание в ряде случаев на порядок выше, чем на оси камеры. Турбулентное и кинетическое воздействие продуктов плазмохимических реакций (см. рис.3.34,б) приводит к выравниванию концентраций СО в радиальном и окружном направлениях.

Выполненные расчеты показывают, что гидродинамическая структура потока в камере существенным образом зависит от интенсивности закрутки первичного воздуха, подаваемого через лопаточный завихритель, скорости истечения радиальных струй и пластических параметров жаровой трубы. Пространственное распределение концентраций компонентов и температуры сильно зависят в зависимости от турбулизации и качества перемешивания реагентов.

Векторы скоростей потока в сечениях подвода первичного воздуха В₁ (максимальное значение 54,3 м/с) и вторичного В₂ (максимальное значение 44,6 м/с) при включенном плазмохимическом реакторе представлены на рис.3.35. Они демонстрируют характер пространственного турбулентных струй первичного и вторичного воздуха в боковом сносном потоке.

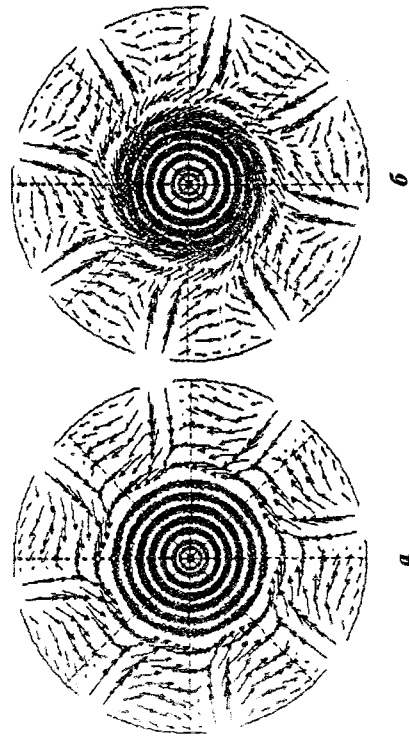


Рис.3.35. Векторы скорости в сечении подвода первичного (а) и вторичного (б) воздуха при работающем плазмохимическом реакторе

Профили кинетической энергии турбулентности k (максимальное значение $9,618 \cdot 10^2 \text{ м}^2/\text{с}^2$), траектории капель жидкого топлива, а также температура газовой фазы T (максимальное значение

2894,6 К) при работающем плазмохимическом элементе соответствуетно на рис.3.36. Видно, что в районе смещения первичного воздуха, топлива и продуктов сгорания в зонах турбулентных токов, а также вторичного воздуха и продуктов сгорания в послепламенной зоне турбулентная энергия резко возрастает. Значительно превышает начальный уровень (см. рис.3.36,а). Влиянием турбулентной энергии смещается к оси камеры, что обуславливает турбулентные пульсации и расстояния, на которых достигаются, во многом зависят от начального уровня пульсаций скорости во входных сечениях. Капли жидкого топлива практически полностью испаряются до радиального сечения подвода воздуха в результате теплового воздействия струи низкотемпературной воздушной плазмы и интенсификации процесса тепло-

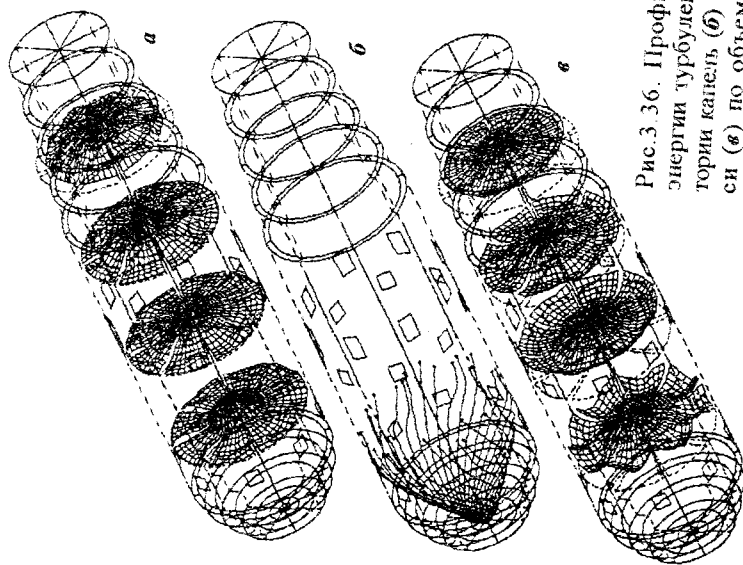


Рис.3.36. Профили кинетической энергии турбулентности (а), траектории каплей (б) и температура смеси (в) по объему жаровой трубы при работающем реакторе

Профили температуры (см. рис.3.36,в) свидетельствуют о высокой адиабатической структуре потока в жаровой трубе и в основном уменьшении неравномерности поля температур ближе к плазменным сечениям камеры. Отметим, что максимальные температуры отмечаются в головных сечениях на оси камеры, где установлен плазмодотрон реактора. Однако так как массовый расход плазмообразующего воздуха невелик по сравнению с массовым расходом рабочего тела, то нежелательного повышения температуры стенки жаровой трубы в районе фронтового участка не наблюдается.

1.6. Воздействие плазмохимических продуктов на параметры горения дизельного двигателя

Одним из способов повышения эффективности дизельных двигателей является плазмохимическая интенсификация горения [41]. Она заключается в подаче активных продуктов плазмохимического катализатора совместно либо со свежим воздушным зарядом в период такта всасывания, либо с жидким топливом. Остановимся на некоторых особенностях решения уравнений химической кинетики применительно к дизельным двигателям с плазмохимическим интенсификатором.

Приходящие в систему реакции химического реагирования можно записать в символическом виде:

$$\sum_m a_{mr} X_m \Leftrightarrow \sum_m b_{mr} X_m,$$

где X_m представляет собой один моль вещества m ; a_{mr} , b_{mr} — интégrальные стехиометрические коэффициенты для реакции r , удовлетворяющие соотношению

$$\sum_m (a_{mr} - b_{mr}) W_m = 0,$$

в котором W_m — молекулярный вес компонента.

Скорость химической реакции находится по выражению

$$\omega_r = k_f \prod_m (\rho_m / W_m)^{a_{mr}} - k_{br} \prod_m (\rho_m / W_m)^{b_{mr}}. \quad (3.8)$$

Здесь порядок химических реакций d_{mr} и b_{mr} может и впадать с интегральными стехиометрическими коэффициентами. Коэффициенты прямой и обратной реакций записываются в виде Аррениуса:

$$k_{fr} = A_{fr} T^{a_{fr}} \exp(-E_{fr}/T); \quad k_{br} = A_{br} T^{a_{br}} \exp(-E_{br}/T),$$

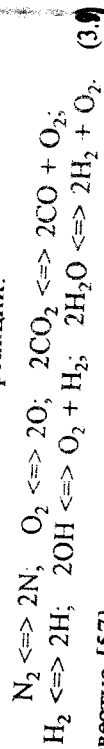
где A_{fr}, A_{br} — предэкспоненциальные множители; a_{fr}, a_{br} — показатели степени при температуре; E_{fr}, E_{br} — температуры активации.

В случае равновесных реакций запись уравнения (3.8) упрощается:

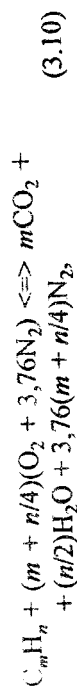
$$\prod_m (\rho_m / W_m)^{b_{mr}} a_{mr} = K_c(T),$$

где $K_c(T)$ — константа равновесия.

Для нахождения равновесных концентраций компонент удобным является алгоритм, предложенный в работе [68] и рассматривающий шесть обратимых реакций:



Известно [57], что перед воспламенением горючей смеси в камере двигателя внутреннего сгорания протекают достаточно медленные реакции с образованием промежуточных соединений, таких, как альдегиды и пероксиды, а при достижении ими критической концентрации начинаются быстрые цепные реакции окисления (например, окисления топлива). Продукты частичного окисления (например, оксид углерода) образуются в тех зонах камеры, где критические концентрации промежуточных соединений не достигаются: в очень обедненных участках топливовоздушной смеси или в очень переобогащенном топливом ядре факела. Наличие большого количества активных промежуточных соединений, атомов и радикалов, а также молекулярного водорода в продуктах плазмохимического газификатора способствует ускорению протекания реакций окисления основного топлива:



где m и n — количество атомов углерода и водорода в газе.

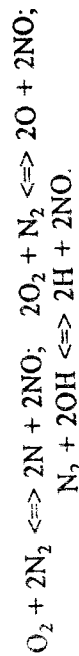
В конечном итоге добавки продуктов плазмохимических преобразований приводят к снижению энергии активации одноступенчатой результирующей реакции (3.10).

Полностью определения закономерностей выгорания полидисперсного факела жидкого топлива проведены расчеты дизельного двигателя модели Karlsruhe с непосредственным впрыском топлива [68] для следующих параметров: частота вращения 1500 об/мин; диаметр поршня 8,6 см; диаметр поршня 8,6 см; диаметр цилиндрического сопла 4,8 см; длина шатуна 15,79 см; масса поршня 0,4 кг; угол конуса распыливания 62,5°; средний заустерковский коэффициент 5 мкм; начало впрыска топлива соответствует углу поворота коленчатого вала 52° до ВМТ; длительность впрыска 1,4 мс; температура стенок цилиндра и поршня постоянна и равна 1000 К; начало работы электроискровой свечи при первоначальном запуске двигателя из неработающего состояния соответствует углу поворота коленчатого вала 27° до ВМТ; длительность работы воспламенителя 9,6°. Применена двумерная разностная сетка с шагами 18 осевых и 11 радиальных ячеек.

Для кинетических расчетов горения газообразного C_8H_{18} использовалась одностадийная схема



с образованием оксидов азота моделировалось так:



Дополнительно к этим четырем принимались во внимание шесть равновесных химических реакций (3.9). Физико-химические показатели топлива и продуктов сгорания, а также константы пересчета численных вычислений брались по рекомендациям [15,39,68].

На рис.3.37,а приведено распределение среднего заустерковского радиуса r_s в момент времени 10,28 мс, что соответствует углу поворота коленчатого вала 31,48° до ВМТ: минимальные (затемненные квадраты) и максимальные (затемненные кружки) значе-

ния r_5 равны 1,82 и 16,38 мкм, интервал линий на рисунке 1,82. Отметим, что средний заутеровский радиус характеризуется распыливанием струи топлива, которая всегда увеличивает расстояние от сопла форсунки из-за распада и испарения каплей. Скорость испарения мелких каплей по сравнению с крупными выше, что обусловлено более высокими коэффициентами теплопередачи и разницей температур окружающей среды. Жидкости (масса топлива в зонах, где концентрируются мелкие капли, на единицу массы воздуха и продуктов сгорания гораздо меньше, чем в ядре струи).

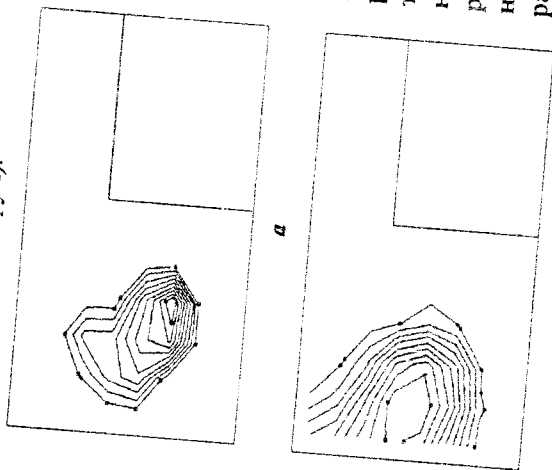


Рис. 3.37. Распределение среднего заутеровского радиуса (а) и температуры (б) в момент времени 10,28 мс

значений температуры) смесь слишком бедна для поддержания горения. В работе [154] эта зона названа зоной поддержания горения и является одним из главных источников несгоревших углеводородов в выхлопных газах.

На рис. 3.38 приведены распределения массовых долей компонентов кинетической схемы C_8H_{18} , O_2 , CO_2 , H , CO , NO в момент времени 14,87 мс, что соответствует углу поворота конического

Концентрации паров топлива между ядром и периферией струи распределены достаточно неравномерно, местный коэффициент избытка воздуха может изменяться от нуля до бесконечности. После начала воспламенения независимые фронты пламени распространяются от рожающихся активных центров и воспламеняют остальную горючую смесь. На рис. 3.37, б представлены линии равных значений температуры T в момент времени 10,28 мс: минимальные и максимальные значения T равны 985,1 К и 2750,7 К, интервал линий 220,7 К. Вблизи краев струи (линии минимальных значений температуры) смесь слишком бедна для поддержания горения. В работе [154] эта зона названа зоной поддержания горения и является одним из главных источников несгоревших углеводородов в выхлопных газах.

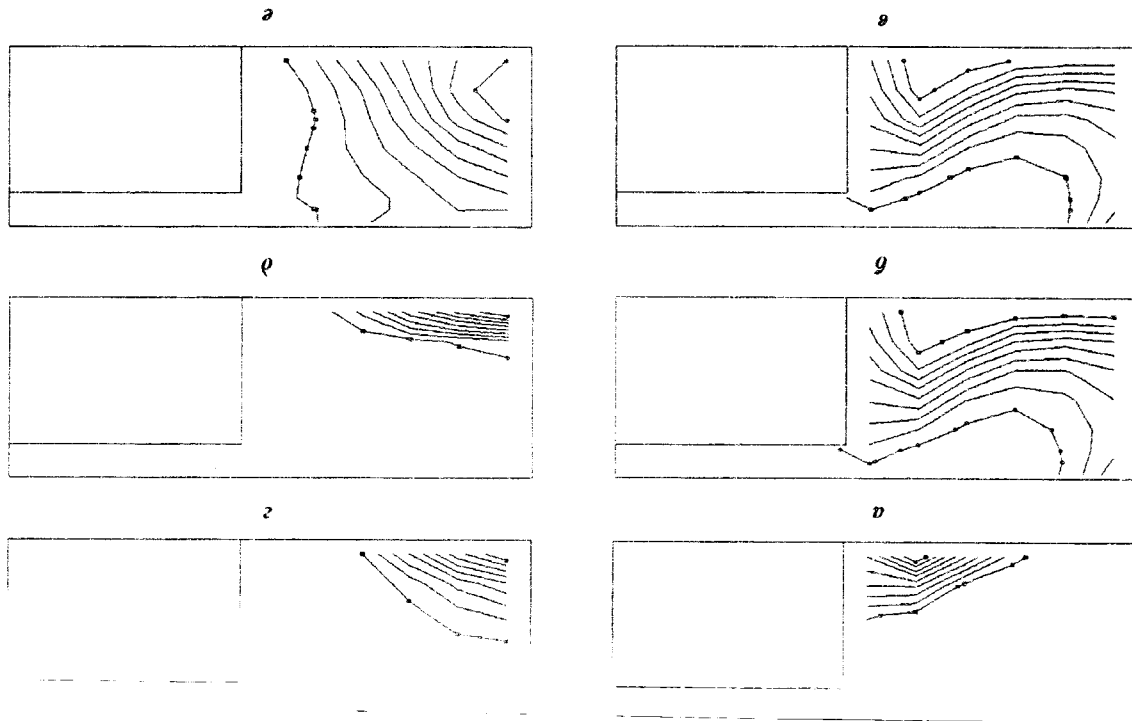


Рис. 3.38. Распределение массовых долей компонентов кинетической схемы C_8H_{18} (а), O_2 (б), CO_2 (в), H (г), CO (д) и NO (е) в момент времени 14,87 мс

вала $9,32^\circ$ после ВМТ: минимальные, максимальные значения интервалы для $Y_{C_8H_{18}}$ равны $2,39 \cdot 10^{-3}$, $2,15 \cdot 10^{-2}$, $2,39 \cdot 10^{-3}$, для $2,49 \cdot 10^{-2}$, $1,97 \cdot 10^{-1}$, $2,17 \cdot 10^{-2}$, для Y_{CO_2} — $2,80 \cdot 10^{-2}$, $1,74 \cdot 10^{-1}$, $1,82 \cdot 10^{-2}$, для Y_{H_2O} — $1,83 \cdot 10^{-2}$, $1,65 \cdot 10^{-1}$, $1,83 \cdot 10^{-2}$, для Y_{CO} — $4,67 \cdot 10^{-4}$, $4,20 \cdot 10^{-3}$, $4,67 \cdot 10^{-4}$, для Y_{NO} — $1,41 \cdot 10^{-3}$, $1,27 \cdot 10^{-2}$, $1,41 \cdot 10^{-3}$.

Максимальное количество несгоревших паров топлива концентрируется в нижней части углубления поршня (см. рис. 3.38, а). Доля продуктов кислорода минимальна (см. рис. 3.38, б), а масса активных центров полного сгорания максимальна (см. рис. 3.38, в). Активные центры (см. рис. 3.38, г) начинают зарождаться из нижнего края струи, где из-за более низкой температуры сгорается большее количество продуктов неполного сгорания (рис. 3.38, д). В зоне горения бедной смеси процесс окисления идет полностью, а образовавшиеся оксиды азота (см. рис. 3.38, е) имеют высокие локальные концентрации.

С увеличением времени до $27,15$ мс, что соответствует углу поворота коленчатого вала $121,56^\circ$ после ВМТ, в результате изменения давления газа, скорости тепловыделения и интегральной тепловыделения распределение массовых долей составляющих кинетической схемы также изменяется, что отражено на рис. 3.39, а, б, в для CO_2 , CO и NO соответственно: минимальные максимальные значения и интервалы для Y_{CO_2} равны $2,69 \cdot 10^{-4}$

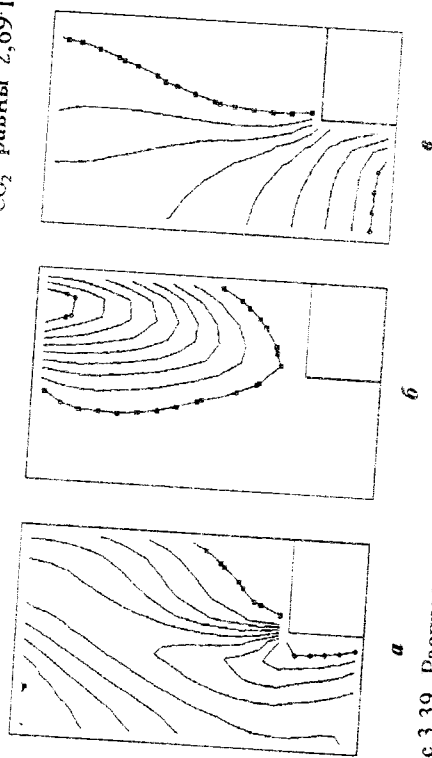


Рис. 3.39. Распределение массовых долей компонентов кинетической схемы CO_2 (а), CO (б) и NO (в) в момент времени $27,15$ мс

$1,64 \cdot 10^{-2}$, для Y_{CO} — $1,08 \cdot 10^{-7}$, $9,63 \cdot 10^{-2}$, $1,07 \cdot 10^{-3}$, для Y_{NO} — $9,31 \cdot 10^{-3}$, $1,03 \cdot 10^{-3}$.

На рис. 3.40 для этого же момента времени приведены линии массовых долей C_8H_{18} без подвода плазменных продуктов (см. рис. 3.40, а), при подаче продуктов плазменных превращений в количестве 5% (см. рис. 3.40, б) и 12% (см. рис. 3.40, в) от объема газифицированного топлива. При расходе топлива во внимание [42] уменьшение глобальной энергии окисления реакции окисления топлива во втором случае на $8,1\%$ (рис. 3.40, б) по сравнению с традиционной схемой окисления рабочего процесса в двигателе. Минимальные, максимальные значения и интервалы $Y_{C_8H_{18}}$ для рис. 3.40, а равны $1,87 \cdot 10^{-3}$, $2,08 \cdot 10^{-4}$, для рис. 3.40, б — $8,14 \cdot 10^{-5}$, $7,33 \cdot 10^{-4}$, для рис. 3.40, в — $4,54 \cdot 10^{-5}$, $4,09 \cdot 10^{-4}$, $4,54 \cdot 10^{-5}$.

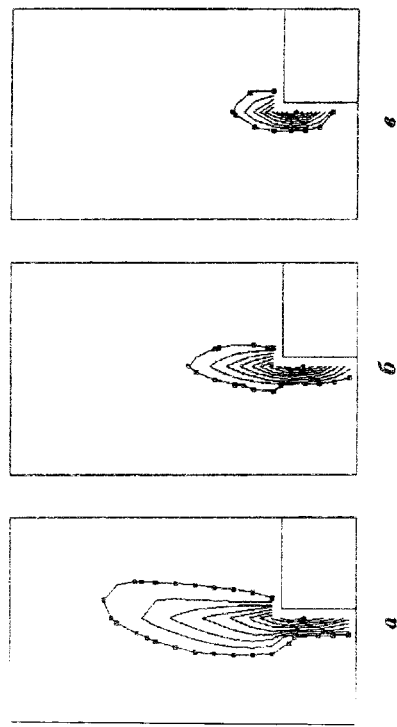


Рис. 3.40. Распределение массовых долей C_8H_{18} в момент времени $27,15$ мс:
а — $\beta = 0$; б — 5% ; в — 12%

Отметим более существенное влияние добавок продуктов плазменных превращений для режима, соответствующего рис. 3.40, б, что указывает на нецелесообразность чрезмерного увеличения доли добавок активных продуктов в результате возросшей электрической мощности, требуемой для переработки большого количества топлива, и снижения при этом ресурса электродов плазменного генератора.

Глава 4. ЭЛЕМЕНТЫ СИСТЕМ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКОЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ГОРЕНИЯ ТОПЛИВ В СЭУ

4.1. Генераторы низкотемпературной плазмы

Реализация метода плазмохимической интенсификации горения топлив в СЭУ осуществляется системами, включающими себя генераторы низкотемпературной плазмы (плазмотроны), точники питания, устройства для подвода плазмообразующего газа, топлива, регулирования и контроля параметров и режимов работы. Главным элементом системы является плазмотрон и его база разрабатываемые плазмохимические реакторы, пилотно-топливные форсуночки, плазмохимические генераторы водородо-содержащего газа и плазменные воспламенители.

В настоящее время в промышленности для различных целей нанесение покрытий, сварка, резка металлов, нагрев газов и т.д. применяется свыше тридцати типов плазмотронов, технические данные и рабочие характеристики которых представлены в работе [64].

Использование плазмотрона в качестве генератора активной части, интенсифицирующих воспламенение и сжигание топлива в СЭУ, — качественно новое явление, которое ставит определенные требования к массогабаритным, мощностным, эксплуатационным и другим характеристикам плазмотрона.

Условия работы плазмотронов, в частности, в камерах сгорания двигателей — высокие температуры, давления, возможные гареообразования, вибрация и др. — требуют создания конструктивной, обладающей при минимальных габаритах и мощности высокой надежностью, долговечностью и отличающейся при этом высокой живучестью рабочих характеристик.

Анализ характеристик промышленных плазмотронов типа ЭДП-104, ЭДП-147, ПРС-75, ЭДП-138, ОГП-7, ТИП-100 со сравнительно низкими значениями мощности показал, что наиболее приемлемым исходным вариантом для разработки конструкции генератора плазмы, встроеного в камеру сгорания или в топочное устройство, является плазмотрон типа ЭДП-147 (однокамерной схемы с самоустанавливающейся длиной дуги), предназначенный для нагрева различных газов. Мощность плазмотрона при

расходе газа и его давления может варьироваться из-за причины тока. Рабочий газ — азот, аргон, гелий. Материал катодов — титан, молибден, медь, вольфрам, нержавеющая сталь. Катоды — вольфрам; ресурс электродов — от 5 до 10 тысяч часов.

Анализируя практическую необходимость использования в камере сгорания и топках воздуха как рабочего (плазмообразующего) газа плазмотрона, в разработанной совместно с ИТФ СО АН СССР конструкции опытного генератора низкотемпературной плазмы применены циркониевые и гафниевые материалы вставок для обеспечения достаточного ресурса при работе в окислительной среде.

Обработка данных по плазмотронам, работающим при малых расходах газа (до 20...30 А), определило необходимость проведения экспериментальных исследований для оптимизации их основных конструктивных и массогабаритных характеристик, отработки конструкции и выбора величин и параметров, необходимых при инженерных расчетах плазменных модулей малой мощности.

Исследования выполнялись на пяти однотипных плазмотронах по одной схеме, отличающихся геометрическими характеристиками: плазмотроны 1 и 2, имеющие водяное охлаждение и электрические катоды, испытаны на токах до 26 А и отличаются только длиной анодов. Плазмотроны 3—5 имели катодные узлы другой формы и воздушное охлаждение. Диаметры каналов до 1 мм не уступали изменению от 3 до 4 и от 5 до 6 мм. Внутренний диаметр кольца закрутки с четырьмя отверстиями не изменялся и составлял 18 мм. В случае охлаждения катодов плазмообразующим газом (при токах менее 10 А) они имели специальные шнековые закрутки. В экспериментах расход газа менялся от 0,2 до 5,0 г/с, подводимая мощность — от 0,4 до 7,0 кВт. Были проведены и дополнительные эксперименты для уточнения эмпирических зависимостей, связывающих тепловые и геометрические параметры плазмотронов.

При истечении плазменной струи в атмосферу напряжение дуги с ростом расхода плазмообразующего газа увеличивается, что сопровождается увеличением ее длины. Конструктивным параметром, определяющим напряжение, является длина доступной части (электродного канала) плазмотрона. Изменяя ее, можно значительно расширить диапазон устойчивой работы плазменного генератора в комплексе с источником питания при повышенных расходах плазмообразующего газа, что особенно важно при его работе в составе двигателей СЭУ.

На основе критериев подобия в работе [18] даны обобщенные вольт-амперные характеристики, установленные закономерности дугового разряда для плазмотронов работающих в средах различного химического состава. Эти уравнения справедливы при больших значениях тока основания полученных экспериментальных данных как при ферном, так и при повышенных давлениях плазмы газа [43] выведено обобщенное уравнение ВАХ фиксированной дуги для токов до 30 А при максимальном отклонении точек от расчетной кривой на 8 %

$$U = 305 \left(\frac{I^2}{G_{пл} d_2} \right)^{-0,12} \left(\frac{G_{пл}}{d_2} \right)^{0,08} \left(\frac{l_2}{d_2} \right)^{0,56} (pd_2)^{0,20},$$

справедливое в диапазоне размерных комплексов

$$\frac{I^2}{G_{пл} d_2} = (0,01...3,50) 10^8 \text{ А}^2 \text{ с}/(\text{кг м}); \quad \frac{G_{пл}}{d_2} = 0,05...1,25 \text{ кг}/(\text{м}^2 \text{ с});$$

$$l_2 / d_2 = 1,50...3,75, \quad pd_2 = (3...30) 10^2 \text{ Па м}; \quad l_2 / d_2 + l_3 / d_3 = 7...10$$

В приведенных зависимостях U — напряжение на дуге, В; ток дуги, А; $G_{пл}$ — расход плазмобразующего воздуха, кг/с; d_2 — диаметры дугового канала и анода, м; l_2, l_3 — длины дугового канала и анода, м; p — давление в электродуговой камере, Па.

В отличие от плазмотронов с самоустанавливающейся дугой в уравнение вошел параметрический критерий l_2 / d_2 , характерный для плазмотронов с фиксацией длины дуги уступом. Тепловые потоки в электроды зависят от ряда параметров, новыми из которых являются ток и напряжение дуги, расход плазмобразующего газа, величины тангенциальной составляющей скорости потока и межэлектродного зазора, длины электродов и т.п. Зависимости тепловых потоков в анод и катод от силы тока при постоянных величинах расхода плазмобразующего воздуха получены калориметрированием охлаждающей воды.

Уменьшение длины анода приводит к значительному уменьшению тепловыделений в него, что объясняется ролью конвективного теплообмена в механизме передачи энергии выходному электроду. Так, при уменьшении длины анода примерно на 50 % тепловой поток в него снижается на 20...40 %, в зависимости от величины тока дуги и расхода воздуха. Расход плазмобразующего газа

напряжения влияет на величину теплового потока в анод, имеет зависимость носит обратный пропорциональный характер. Тепловые потоки в катод растут с увеличением силы тока, однако в меньшей степени выражена менее явно, чем для анода. Преимуществом уменьшения расстояния между электродами является наблюдение на расстоянии удаления (3...6 мм) от уступа, т.е. в сечении, близком к аноду, образования каверны, образующейся непосредственно за местом сужения каверны, расширяющейся по мере удаления. Здесь происходит расширение проходного сечения канала. Здесь же происходит поток в анод достигает наибольшего значения, что необходимо учитывать при организации охлаждения выходного электрода.

Тепловой КПД плазмотрона определяется отношением тепла, полученного плазмой, к мощности, вложенной в дугу:

$$\eta = \frac{G_{пл} \Delta H}{N} = \frac{N - q_a - q_k}{N},$$

где ΔH — прирост энтальпии газа; $N = UI$ — мощность дуги; q_a, q_k — тепловые потоки в анод и катод.

Уменьшение длины анода приводит к увеличению КПД, что объясняется уменьшением тепловых потоков в выходной электрод. Однако при значительном сокращении длины возможно шунтирование дуги на торце анода, приводящее к его оплавлению. Но необходимо учитывать при конструировании экономичных плазмотронов линейной схемы значение теплового КПД в диапазоне токов 50...5000 А зависит от тока дуги и в уравнение для расчета η входит размерный параметр $I^2 / G_{пл} d_2$. В исследованном диапазоне ток дуги практически не влияет на КПД плазменного генератора из-за относительно низкого значения величины теплового потока за счет излучения столба дуги по сравнению с потоками, обусловленными конвекцией и теплопроводностью. По данным экспериментов получено критериальное уравнение, удовлетворяющее связывающее значение теплового КПД плазмотрона небольшой мощности с определяющими размерными комплексами, в виде

$$1 - \eta = 7,75 \cdot 10^{-5} G_{пл}^{-0,62} \left(\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} \right)^{0,85} (pd_2)^{0,30} \eta$$

Диапазон изменения параметра $\frac{l_2}{d_2} + \frac{l_3}{d_3} = 7...15$. Величина при члене pd_2 выбрана в соответствии с рекомендациями [18].

4.2. Плазмохимические реакторы

Отсутствие данных по ряду важнейших энергетических характеристик плазмохимических реакторов для судового энергетического оборудования определило необходимость проведения экспериментальных исследований по доработке их конструкций с целью расширения диапазонов устойчивой работы (в том числе) условиях высоких давлений рабочего тела), оптимизации проточных частей, улучшению массогабаритных и ресурсных параметров, определению структуры потока и состава продуктов плазмохимических превращений и их влияния на показатели эффективности топочных устройств.

При создании плазмохимических устройств решаются задачи снижения выноса жидкой фазы топлива из реактора при обеспечении требуемого концентрационного состава продуктов химических превращений и согласовании круглопадающей внешней характеристики источника питания с характеристикой плазмотрона.

Предварительные испытания лабораторного образца плазмохимического реактора, работающего на жидком топливе, показывают, что в химическое реагирование с плазменным потоком вступает не все топливо, подаваемое в реактор. Определенная его часть стекает со стенок реактора отдельными струйками или выносится из него в виде крупных капель, диаметр которых достигает 0,5...1,5 мм. При длительной работе устройства наблюдались нагарообразования на выходном участке сопла и ухудшение стабильности ряда параметров, таких, как скорость, концентрация активных компонентов, длина факела. С целью оптимизации параметров проточной части плазмохимического реактора проведены экспериментальные исследования по определению влияния геометрических размеров и режимов работы реактора на геометрию избытка воздуха на вынос топлива в жидкой фазе.

Исследовались различные конструкции плазмохимических элементов, отличающихся как энергетическими показателями, так и вариантами исполнения проточных частей. Типичная конструк-

тивная схема плазмохимического реактора показана на рис. 4.1. Проточная часть содержит катод 1 плазмотрона постоянного тока с плазмохимической стабилизацией длины дуги, которая горит в проточном канале 2 диаметром d_2 между катодом и корпусом плазмотрона анодом. После запуска плазменного генератора на электрод смещения 3 по каналу 4 диаметром d_0 подается углеводородное топливо Т, которое частично экситруется плазменным потоком, перемешивается и реагирует с ним. Выполнение уступа 5 в канале смещения в отличие от исследованных ранее схем [41, 42] обеспечивает более равномерное распределить топливо по периметру канала с диаметром d_4 , а за счет возникающих обратных течений в уступе — направить экситруемое топливо к выходной кромке канала диаметром d_3 , где градиенты давлений и скоростей приводят к сжатию в зонах контакта топлива и плазменного потока в гладком канале. Воздухоподводящий канал 6 предназначен для организации прохода воздуха В в смесительный участок плазмохимического реактора. Плазмобразующий воздух ВП подается в электродной канал через тангенциальные отверстия в районе каппы узла плазмотрона. На характеристики выгорания топлива в канале реактора и устойчивость его работы кроме режимных параметров реактора оказывают влияние также расчетные параметры: l_1 — топливного канала от среза электродного канала плазмотрона и соотношения диаметров d_3 / d_2 , d_4 / d_3 .

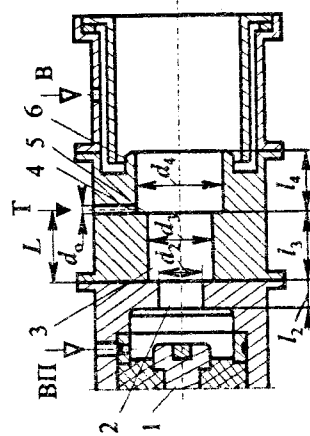


Рис. 4.1. Конструктивная схема плазмохимического реактора: 1 — катод; 2, 4, 6 — электрод; 3 — канал; 5 — камера смещения; 5 — уступ

Конструкция базового варианта ПХР приведена на рис. 4.2. Устройство включает в себя воздушный плазмотрон постоянного тока с фиксацией длины электрической дуги уступом и выходное сопло 1, в объеме которого осуществляются реакции химического реагирования углеводородного топлива с плазмой. Плазмобраз-

зующий воздух В подается через раздаточную втулку 4, ина вается, проходя через тангенциальные отверстия в корпусе, направляется в дуговой канал между катодом 9 и анодом 10, ливо Т через сверление в корпусе 2 поступает в зазор между пусом и анодом, охлаждая последний, и далее — в кольцевую ру 11 и внутреннюю полость сопла 1.

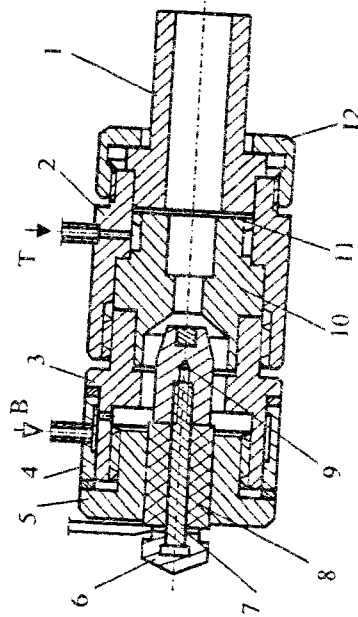


Рис. 4.2. Плазмохимический реактор:

1 - выходное сопло; 2, 3 - корпус; 4 - раздаточная втулка; 5 - корпус катододержателя; 6, 12 - гайки; 7 - токопроводящий стержень; 8 - изолятор; 9 - катод; 10 - анод; 11 - кольцевая камера

Конструкция плазмохимического реактора с улучшенными электроизоляционными свойствами, предназначенного для работы в условиях высоких температур и давлений рабочего тела, представлена на рис. 4.3. Катодный узел выполнен на базе авиационной свечи зажигания 1 типа СД-55 АНМ, к которой с помощью

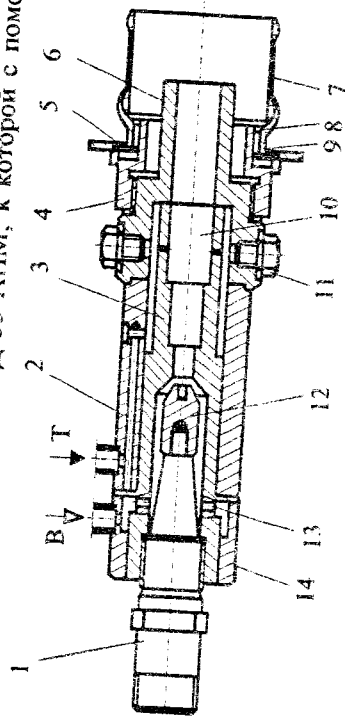


Рис. 4.3. Схема плазмохимического реактора:

1 - катододержатель; 2 - корпус; 3 - анод; 4 - раздаточная втулка; 5, 10, 13 - отапливаемый; 6 - выходное сопло; 7, 14 - втулка; 8 - воздушный канал; 9 - корпус пускового блока; 11 - винт; 12 - катод

раздаточного соединения крепится катод 12 с термоэмиссионной проволокой из гафниевой проволоки ГФИ-1. Жидкое топливо поступает в корпус 2 через дозирующие отверстия 10 поступает в дуговой канал 3, где начинает реагировать с воздушной плазмой. Электрохимические реакции заканчиваются в полостях выходного сопла 6 и соединительной втулки 7.

Эффективность работы плазмохимического реактора может быть оценена в зависимости от степени реагирования топлива

$$\bar{G}_r = \frac{G_r - \Delta G_r}{G_r},$$

где G_r - секундный расход топлива через реактор; ΔG_r - секундный расход непрореагировавшего топлива из реактора.

Величина ΔG_r измеряется объемным способом путем улавливания жидкого топлива, находящегося в общем потоке продуктов плазмохимического реактора, с помощью специальной ловушки из органического сосуда.

Питания ПХР осуществлялись на жидком топливе типа ДДП (ГОСТ 305-82) при температуре 310 К. Степень реагирования топлива определялась в следующем диапазоне режимных параметров: для дуги плазмотрона $I = 3 \dots 14$ А; напряжение $U = 210 \dots 140$ В; расход плазмообразующего воздуха $G_{пл} = 0,35 \dots 1,15$ г/с; расход топлива $G_r \leq 4$ г/с; перепад давления воздуха на стенках пускового блока $\Delta p_{ст} = 100 \dots 2000$ Па.

На рис. 4.4 представлены графические зависимости, которые определяют влияние коэффициента избытка воздуха α , учитывающего суммарный расход плазмообразующего воздуха и воздуха, поступающего через отверстия 5 в корпусе пускового блока 9 в камеру смешения реактора за счет перепада давления $\Delta p_{ст}$ (см. рис. 4.3), на значение степени реагирования топлива в ПХР при токе дуги 6 А. Выявлена существенная связь степени реагирования с перепадом давления воздуха $\Delta p_{ст}$, причем наибольшие значения $\bar{G}_r$ достигались в диапазоне $\Delta p_{ст}$ от 500 до 1000 Па (см. рис. 4.4, б, в). Так, максимальная величина степени реагирования 0,85 достигнута для $\alpha = 0,20$ при $\Delta p_{ст} = 1000$ Па и расходе $G_{пл} = 0,4$ г/с. Если увеличение $\Delta p_{ст}$ до 2000 Па при постоянных остальных параметрах привело к уменьшению этого показателя до 0,7, то

уменьшение $\Delta p_{ст}$ до 100 Па сопровождалось резким падением до 0,1. Это свидетельствует о существенной роли процессов образования плазмохимических продуктов со спутным ионизацией воздуха в районе выходного сопла реактора.

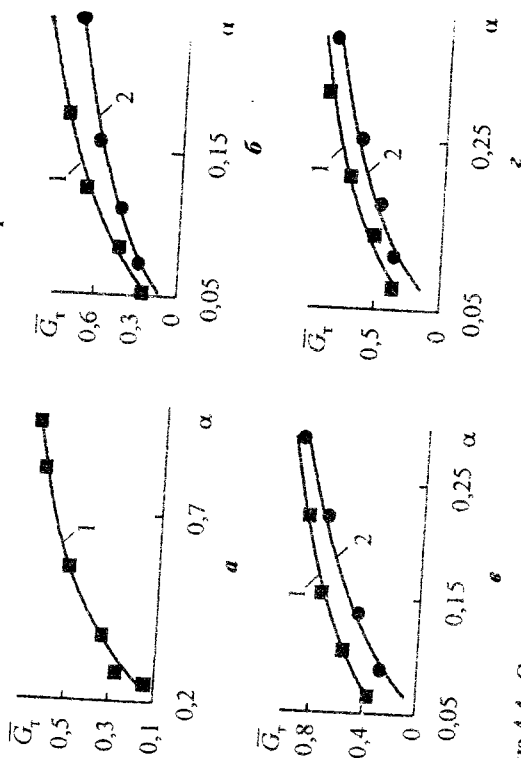


Рис.4.4. Степень реактивации топлива в плазмохимическом реакторе
а - $\Delta p_{ст} = 100$ Па; б - 500 Па; в - 1000 Па; г - 2000 Па;
1 - $G_0 = 0,4$ г/с; 2 - 1,15 г/с

С увеличением расхода плазмобразующего воздуха возрастает скорость потока в канале плазмохимического реактора, сокращается характеристическое время пребывания топлива в высокотемпературной зоне, уменьшаются среднemasовая температура плазменного потока и степень реактивации. Если при работе ПХР расходом 0,4 г/с показатель $\bar{G}_r = 0,8$ для смесей с $\alpha = 0,16...0,17$, то при повышении расхода до 1,15 г/с та же степень реактивации наблюдается в области менее богатых смесей ($\alpha = 0,24...0,25$). В этом случае улучшается качество смесеобразования и увеличивается отношение электрической мощности, вкладываемой в дугу плазмохимического реактивирования, которая выделяется в ходе реактивирования.

Рассмотрение процессов в камере смешения плазмохимического реактора показало, что при малых скоростях истечения топлива через радиальные отверстия (0,2...1,0 м/с) смесеобразование обеспечивается в основном за счет энергии высокоскоростного плазменного потока. Эжекционные свойства плазменного потока

в канале камеры смешения реактора реализуются не в полной мере.

Для определения наиболее благоприятных условий эжекционного смесеобразования в канале плазмохимического реактора (см. рис. 4.1) проведены испытания 20 вариантов его проточной части с различными изменениями геометрических размеров: $d_3 = 3...6$ мм; $l_1 = 10$ мм; $l_3 = 3...12$ мм; $l_4 = 11...40$ мм. Поток топлива осуществляется через радиальное отверстие диаметром $d_0 = 1,0$ мм, расположенное на расстоянии $\Delta = 1...4$ мм от места внезапного расширения канала камеры смешения диаметром d_4 и длиной l_4 .

Установлено, что в ступенчатом канале смешение происходит наиболее эффективно. Это связано с тем, что, попадая в зону рециркуляционных течений за уступом, топливо более равномерно распределяется по периметру канала диаметром d_4 и обратным течением вытесняется к выходной кромке канала диаметром d_3 , в которой градиенты давлений и скоростей выше, чем в зонах течения топлива с плазменным потоком в гладком канале, в результате чего эжектирование топлива осуществляется более эффективно.

На рис. 4.5 представлены данные, полученные при испытаниях плазмохимических реакторов при расходе плазмобразующего воздуха 0,45 г/с и токе дуги 10 А. Соотношения геометрических параметров проточных частей испытанных реакторов показаны в табл. 4.1. Видно, что в рассмотренном диапазоне параметров наиболее существенный фактор - отношение диаметров d_4/d_3 . При увеличении камеры смешения (т.е. $d_4/d_3 = 1,0$) относительный вынос топлива $\bar{G}_r$ находится в диапазоне 0,25...0,60 (кривые 1,4,5 на

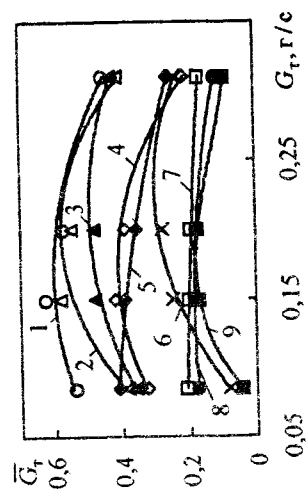


Рис.4.5. Влияние геометрических размеров проточной части на степень реактивации

рис.4.5), при $d_4/d_3 \geq 1,4$ он может достигать таких же значений (кривые 2,3). При $d_4/d_3 = 1,1...1,3$ величина $\bar{G}_T$ не принимает значений 0,3 (кривые 6-9). Последний диапазон отношений диаметров может быть рекомендован как наиболее благоприятный для создания условий эффективного эжекционного смешения в исследованном диапазоне влияния длины камеры смешения существенно (кривые 7,8). Из режимных параметров наибольшее влияние на работоспособность устройства оказывает расход мообразующего газа.

Таблица 4.1. Основные геометрические размеры проточных частей реакторов

Отношение d_4/d_3	1,0	1,4	1,58	1,0	1,0	1,33	1,2	1,2
Отношение l_4/d_4	2,2	2,3	4,2	6,4	3,2	5,0	5,7	2,7
Кривая на рис.4.5	1	2	3	4	5	6	7	8

Обработка экспериментальных данных позволила определить зависимость расстояния от среза электродного канала до устья камеры смешения (см. рис.4.1) по выражению

$$l_3 = L - 0,5d_0, \text{ где } L = \frac{d_3 - d_2}{2 \lg \left[2 + 7,5 \frac{d_3}{d_2} - \left(\frac{d_3}{d_2} \right)^2 \right]} + 0,5d_0 + (0,4...0,8)d_0$$

а отношение $d_4/d_3 = 1,1...1,3$.

При значениях d_4/d_3 ниже 1,1 уменьшается градиент давления в районе выходной кромки диаметром d_3 , что ухудшает условия смешения и приводит к резкому увеличению выноса топлива при раскислении топлива за пределы устройства. При значении $d_4/d_3 > 1,3$ уменьшается равномерность распределения топлива в зоне рециркуляции за устьем вследствие снижения локальных значений кинетической энергии обратного течения, что также сопровождается механическим недожогом.

Дальнейшие испытания были проведены с плазмохимическим реактором, имеющим охлаждаемое выходное сопло, при выбранном отношении характерных диаметров $d_4/d_3 = 1,3$. Плаз-

мообразующий воздух под давлением 0,05...0,1 МПа подавался в реактор через тангенциальные отверстия в корпусе, а топливо под давлением 0,01...0,02 МПа — через радиальные отверстия. Расчетные значения среднемаховой температуры плазменной струи на входе в плазмотора при токе 5...10 А составляло 1500...2800 К. Влияние тока дуги исследовалось при расходе воздуха в реакторе 0,35 г/с и коэффициенте избытка воздуха в реакторе 1,1 (рис.4.6). С увеличением тока от 3 до 5 А вынос жидкого топлива в виде капель $\bar{G}_ж$ устраняется, однако на внутренней поверхности выходного сопла сохраняется топливная пленка и при дальнейшем увеличении тока остается опасность образования жидких отложений. Дальнейшее увеличение силы тока в результате повышения температуры смеси и поверхности анода уменьшает количество топлива на стенках реактора, а при токе 8 А обрывания топливной пленки не происходит. При $G_{пл} = 0,74$ г/с, $\bar{G}_ж = 1,66$ г/с и $I = 3$ А в канале ПХР успевают реагировать только 1,4 % топлива, с возрастанием тока до 6 А прирост степени прореагировавшего топлива составляет в среднем 1,4 % на один ампер, а дальнейшее увеличение I вызывает прирост, составляющий уже более 6 % на один ампер, и при токе $I = 8$ А достигается переработка топлива на 44,6 %.

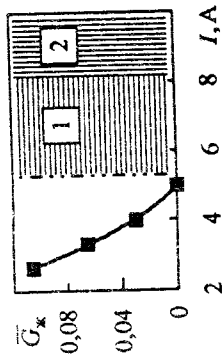


Рис.4.6. Влияние силы тока на вынос жидкости. 1 — наличие топливной пленки на стенках; 2 — отсутствие топливной пленки на стенках

В результате испытаний пускового блока с ламинарным плазмотором (рис.4.7), работающим на плазмообразующем воздухе, выбрасываемом из распределителя 5 пускового блока (см. рис.4.3), установлено, что диапазон его работы по составу топливовоздушной смеси значительно уже по сравнению с плазмохимическим реактором. В то же время за счет более качественного смешения из-за высокого давления распыливания топлива и большего времени его пребывания в зоне плазменных течений (в результате увеличения площади поперечного сечения канала) в пусковом блоке с ламинарным плазмотором при одинаковых коэффициентах избытка воздуха наблюдается большая, чем у ПХР,

степень реагирования. Это отчетливо прослеживается по изменениям графических зависимостей рис.4.7 и рис.4.4,з, где результаты получены при одинаковых значениях силы тока дуги $I = 10$ А, перепада давлений воздуха $\Delta p_{ст} = 2000$ Па. Как и для случая для пускового блока с ламинарным плазматроном свойство повышения степени реагирования с обеднением состава смеси

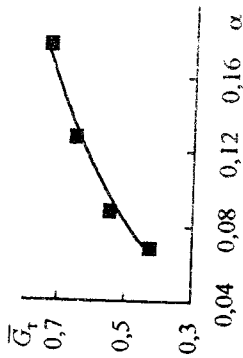


Рис.4.7. Степень реагирования топлива в пусковом блоке с ламинарным плазматроном

На рис.4.8 приведены результаты исследований пускового блока газотурбинного двигателя М8Е с плазматроном генератором, работающим в турбулентном режиме при относительно больших перепадах давления плазмообразующего воздуха. В качестве

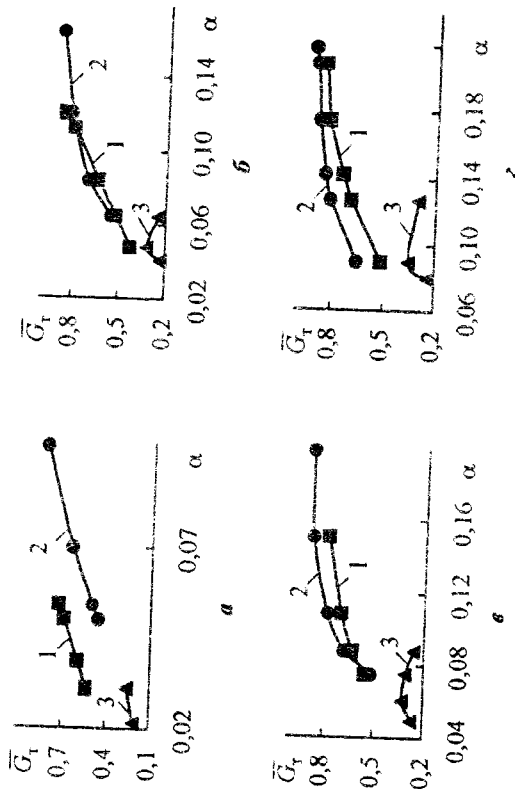


Рис.4.8. Степень реагирования топлива в пусковом блоке с турбулентным плазматроном:

$\alpha - \Delta p_{ст} = 100$ Па; $\alpha - 500$ Па; $\alpha - 2000$ Па;
1 — $\bar{G}_{пл} = 0,4$ г/с; 2 — 1,15 г/с; 3 — 0,4 г/с; 0 А

использована конструкция ПХР (см. рис.4.2) пускового сопла I и подачи топлива в кольцевую камеру II . В результате переобогащенных смесей получена большая, чем у обычного, степень реагирования жидкого топлива из-за лучшего качества распыливания. Однако, начиная с значительной форсуночной пусковой смеси $\alpha = 0,10...0,15$, это преимущество сглаживается и обеспечивается практически одинаковой степенью реагирования для этих двух систем. Диапазон устойчивой работы плазматроном генератора, существенно шире, чем у пускового блока со штатной электроискровой системой зажигания, что видно из рисунка, эффективность работы блока с электроискровой свечой очень низка, но может быть существенно улучшена использованием плазматрона. Так, максимальная степень реагирования топлива в пусковом блоке со свечой зажигания составляет $0,22...0,36$ во всем диапазоне исследованных параметров, при этом плазматрон генератора возрастает до $0,55...0,80$ при отношении состава смеси (т.е. в 2,2...2,5 раза).

Изучение закономерностей образования оксидов азота в факеле продуктов плазмохимического реактора, работающего на дисперсном жидком топливе, проводилось на специализированном стенде. Отбор проб газа осуществлялся трехточечным водоохлаждаемым зондом, изготовленным из нержавеющей стали, с помощью охлаждаемого насоса. Давление перед местом отбора подмешивалось выше атмосферного с целью исключения помехи от вихрей в трубе газа, а для удаления из нее влаги, капель и паров топлива, а также смолистых веществ использовалась колонна из силикагеля. Концентрация оксидов азота определялась фотокалориметрическим методом с помощью индикаторного реактора Грисса и фотоэлектрических калориметра-нефелометра ФК-56 со сходностью результатов не менее 13 %.

В экспериментах изменялись: расход топлива G_r — от 0,04 до 0,77 г/с, длина $G_{пл}$ — от 0,45 до 0,85 г/с, расход топлива ПХР I_p — от 40 до 80 мм.

Существенное влияние на образование оксидов азота в факеле плазмохимических продуктов оказывает расход топлива (рис.4.9). Понаблюдаясь его добавки в плазменную струю (около 10 % от массового количества плазмообразующего воздуха) увеличивают

выход NO_2 в 6,5...8,0 раз, в то же время подача большого количества топлива (около 90 % от массового количества воздуха) приводит к сильному истощению реакционной зоны и снижению концентраций окислителей на выходе из реактора. Характерно даже меньшее, чем в воздушной струе, соотношение NO_2/NO .

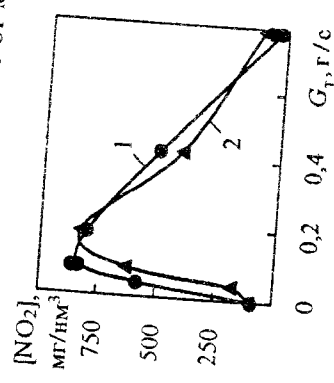


Рис. 4.9. Влияние расхода топлива на концентрацию оксидов азота: 1 - $l_p = 80$ мм; 2 - 40 мм

5) при постоянстве остальных параметров вызывает значительное снижение содержания оксидов азота, особенно при коэффициенте избытка воздуха в реакторе $\alpha_r > 0,2$. В этих случаях увеличивается температура плазменной струи и ее химическая активность. В результате чего в реакциях окисления углерода, энергии активации которых меньше энергии активации азота.

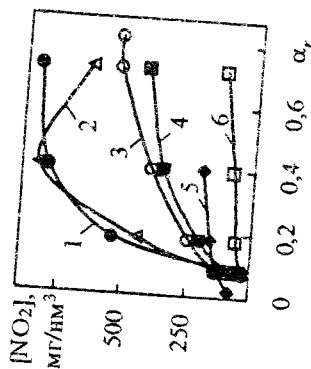


Рис. 4.10. Зависимости концентрации оксидов азота от состава смеси:
1 - $G_T = 0,85$ г/с; $l_p = 9$ А; $l_p = 80$ мм;
2 - 0,85 г/с; 9 А; 40 мм; 3 - 0,60 г/с;
7 А; 40 мм; 4 - 0,85 г/с; 14 А; 80 мм;
5 - 0,45 г/с; 9 А; 40 мм; 6 - 0,85 г/с;
14 А; 40 мм

Уменьшение длины реакционной камеры способствует падению содержания NO_2 в продуктах реактора, особенно заметному при $\alpha_r > 0,4$, и смещению минимума их выбросов в сторону богатых смесей. При наиболее характерных для систем плазмохимической интенсификации коэффициентах избытка воздуха в реак-

в 0,05...0,30 подобные мероприятия ограничивают выбросы оксидов азота значениями 150...200 мг/нм³. Структура факела низкотемпературной воздушной плазмы изучена с помощью скоростной киносъемки интерференционных фото с помощью визуализацией течения методом голографии. Интерферометрии в реальном масштабе времени [52]. Исследования выполнены на плазмохимическом реакторе, схема которого показана на рис. 4.2, в следующем диапазоне изменения параметров: расход топлива $G_T = 0,05...0,50$ г/с; ток дуги $I = 3,5...5,0$ А. В качестве топлива использовался пропан, в переработанном факеле которого не содержится сажи, частицы, вредно воздействующие на оптическую систему голографической установки. По сравнению с другими углеводородными источниками имеет более приближенный к воздуху коэффициент диффузии [10, 52], что значительно снижает погрешность определения температуры.

Интерференционные полосы чисто плазменного факела визуально отчетливо наблюдаются только на длине устойчивого течения l_y , составляющей примерно 6...7 диаметров выходного сопла. Далее упорядоченность полос исчезает из-за возникающих в факеле возмущений, которые приводятся вихревыми комплексными, образующимися на границе факела. С увеличением расхода воздуха длина l_y уменьшается, а области неустойчивости смещаются к соплу реактора, вызывая переход к турбулентному режиму течения.

Наблюдаемая при $G_{пл} > 0,3...0,5$ г/с "размытая" интерференционная картина в непосредственной близости от сопла указывает на то, что время структурных изменений в факеле меньше времени фотоэкспозиции, равного 0,33 мс. Следовательно, доминирующая частота пульсаций потока в факеле превышает 3 кГц, что соответствует турбулентным течениям плазмы [18].

По кинематограммам процессов запуска определено, что время выхода ПХР на установившийся режим генерирования плазмы составляет не более 40 мс. Данные о времени развития факела $\tau_{ф}$ в зависимости от расхода плазмообразующего воздуха описываются эмпирическим выражением

$$\tau_{ф} = 5,71 G_{пл}^{-0,998}$$

Наличие отчетливо наблюдаемых интерференционных полос на интерферограммах, полученных при исследовании ПХР дачей топлива, свидетельствует об отсутствии крупномасштабных пульсаций плотности в потоке продуктов плазмохимических процессов. Перестройка структуры факела при этом происходит за 0,2...0,3 с. На установившемся режиме работы реактора флуоресценция оптических неоднородностей на начальном участке факела наблюдается в основном на оси и обусловлены механизмом шунтирования электрической дуги в канале ПХР; изменения интерференционной картины носят упорядоченный характер. Отметим, что на периферии факела флуоресценция связана с явлениями сдвиговых течений.

Интерферограммам горящего факела топлива при выключенном плазмотроне характерен большой объем оптических неоднородностей, масштаб которых может быть оценен величинами $(0,8...1,8) d_3$ и которые связаны с отдельными выгорающими в факеле порциями топлива. Отметим, что поверхность фронта горения визуально характеризуется замкнутыми или сильно искривленными интерференционными полосами.

Расшифровка интерферограмм проводилась с целью нахождения распределения температур по сечениям плазмохимического факела. Методика таких расчетов основана на соотношении между показателем преломления n и плотностью среды ρ , которое для газов с $n \approx 1$ выражается уравнением Гладстона-Дэйла [10]

$$2(n-1)/3\rho = r = \text{const}, \quad (4.1)$$

где r — удельная преломляющая способность визуализируемой среды.

Так как основные термодинамические параметры связаны уравнением состояния, то из (4.1) следует соотношение для определения температуры

$$T = \frac{3pr}{2(n-1)R},$$

где p — давление; R — газовая постоянная.

Распределение показателя преломления по данным оптических измерений находится из следующего уравнения [10]:

$$\lambda S(x, y) = \int_{z_1(x, y)}^{z_2(x, y)} [n - n(x, y, z)] dz, \quad (4.2)$$

функции $n(x, y, z)$ — распределение разности фаз интерферирующих волн; $n(x, y)$ — показатель преломления в направлении z (ось z совпадает с направлением просвечивания, ось y — с направлением наблюдения); n — показатель преломления оптически невозмущенной среды; $n(x, y, z)$ — распределение показателя преломления в исследуемом объекте; $z_1(x, y)$, $z_2(x, y)$ — точки входа и выхода светового луча.

Уравнение (4.2) решается численным методом при использовании экспериментальных дискретных значений фаз интерферирующих волн $S(x, y)$. Обычно при исследовании осесимметричных оптически неоднородных объектов радиусом R с радиальным распределением показателя преломления $n(r)$ соотношение (4.2) сводится к уравнению Абеля [10] в цилиндрических координатах

$$\left(r^2 - y^2 \right)^{1/2} \text{ и } dz = r dr / \left(r^2 - y^2 \right)^{1/2}; \quad \lambda S(y) = 2 \int_y^R [n - n(r)] \frac{r}{(r^2 - y^2)^{1/2}} dr, \quad (4.3)$$

из которого разработано большое количество численных методов, отличающихся методами аппроксимации значений n и S .

Исследование выполнялось по методу [10], который основан на принципах ступенчатой аппроксимации, обладает хорошей скоростью сходимости и малочувствителен к погрешностям определения S по интерферограмме. Согласно этому методу цилиндрический объект представляется в виде N эквидистантных концентрических зон шириной $\delta r = R/N$, в которых показатель преломления считается постоянным. Радиальное распределение $n(r)$ представляется ступенчатой функцией, которой соответствует увеличение радиуса на постоянную величину $\delta r = r_{i+1} - r_i$ ($i = 0, \dots, N$). В этом случае уравнение (4.3) преобразуется в систему линейных уравнений

$$\lambda S_i = 2 \sum_{k=i}^{N-1} \delta n_k r_k dr / (r_k^2 - r_i^2)^{1/2}.$$

После введения функции $A(k, i) = \left[(k+1)^2 - i^2 \right]^{1/2}$ (4.11) расчетное соотношение принимает вид

$$\lambda S = 2\delta r \sum_{k=1}^{N-1} \delta n_k A(k, i).$$

Установлено, что изменение температур в поперечном сечении факела плазмохимических продуктов имеет типичный для плазменной струи профиль. Радиальное распределение температур в факеле ПХР показано на рис. 4.11. При этом температура на оси факела $T_{пл}^0$ превышает значение массовой температуры, определенной по уравнению теплового баланса, в 2,6...3,4 раза. На расстоянии от устья реактора $l = (5...7) d_3$ температура на оси факела уменьшается до ее среднего значения. Обработка экспериментальных данных позволила определить зависимость для изменения температур $T_{пл}^0 = 7407,4 \exp[-0,2166(l/d_3)]$ на оси воздушного плазменного факела и $T_{пл}^0 = 7819,2 \exp[-0,1741(l/d_3)]$ — на оси факела плазмохимических продуктов (рис. 4.12).

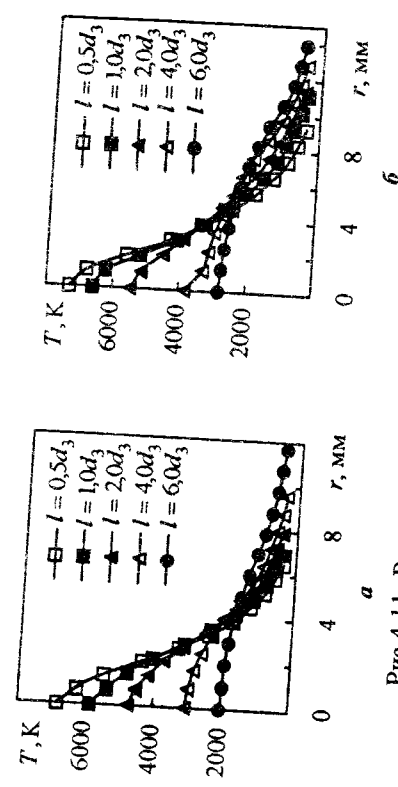
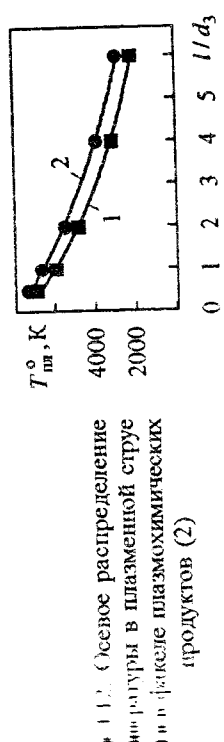


Рис. 4.11. Радиальное распределение температуры в плазменной струе (а) и в факеле плазмохимических продуктов (б)

в плазмохимических превращениях. На рис. 4.13 показаны радиальные поля плазменного и плазмохимического факелов.



значительно у кромки выходного сопла ПХР происходит резкое расширение потока и только в дальнейшем осуществляется турбулентное взаимодействие с воздухом окружающей среды, которое определяет размеры и структуру факела. Отметим,

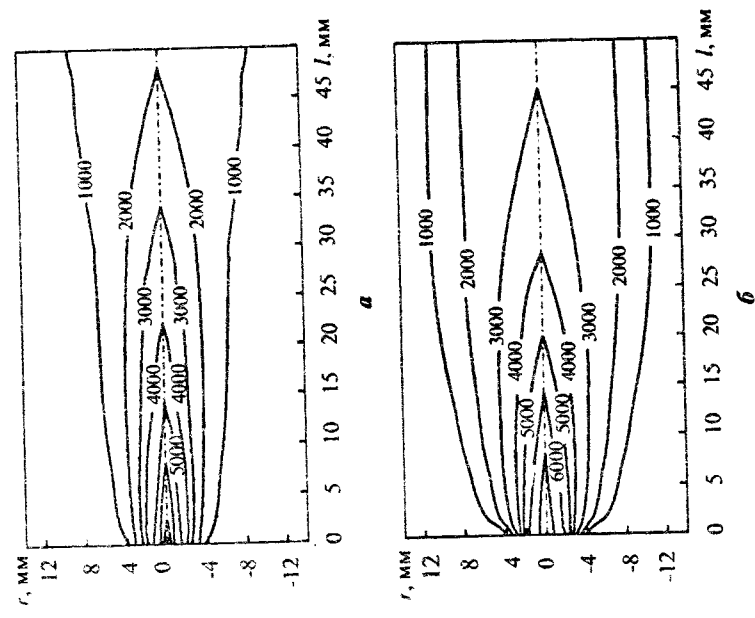


Рис. 4.13. Линии равных значений температуры в плазменной струе (а) и в факеле плазмохимических продуктов (б)

что из-за более высокого уровня температур степень распыления факела плазмохимических продуктов выше, чем обычного.

Стабилизация структуры факела ПХР объясняется интенсивным тепловыделением, сопровождающимся реактированием топлива с ионизированным воздухом, и более высокими значениями кинематической вязкости на боковой его границе. Этому способствует также наличие большого количества испаряющихся углеводородов, возле каждой из которых возможно образование ламинарного пограничного слоя. Аналогичные эффекты лимитируются наблюдались в работе [17].

Экспериментальные исследования факела продуктов ПХР показали, что его структура во многом подобна структуре плазменного осевого плазменного генератора, но имеют место и существенные отличия, заключающиеся в более высокой степени турбулентности периферийной его части и более резком изменении температур в радиальном направлении.

4.3. Плазменно-топливные форсунки

Конструктивно плазменно-топливная форсунка позволяет реализовать метод плазмохимической интенсификации горения в компактном устройстве, не выходящем, как правило, за пределы габаритов серийных топливораспыляющих узлов камер сгорания ГТД и топок парогенераторов. Разработан и исследован ряд оригинальных конструкций форсунок ПТФ-1, ПТФ-2, ПТФФ-1, ПТФФ-2, ПТФФ-А [41,45].

Гидравлические испытания форсунок ПТФ-1 и ПТФ-2 [41] показали, что при низких давлениях топлива они не обеспечивают требуемого качества распыливания остаточных топлив. Увеличение тепловой мощности форсунок требует специальных конструктивных мероприятий по регулированию их производимости и улучшению качества распыливания топлива. С этой целью исследована плазменно-топливно-воздушная форсунка ПТФФ-1 [45], схема которой приведена на рис.4.14. Она предназначена для работы в качестве элемента камеры сгорания судового ГТД или парогенератора.

Плазмотрон и распыливающее устройство ПТФФ-1 собраны в одном корпусе. Подвод электрического питания осуществляется высоковольтным электрическим кабелем. Размещение в трубке для подвода плазмобразующего воздуха электрического кабеля обеспечивает

ее охлаждение и безопасную эксплуатацию форсунки. Для предотвращения быстрого сгорания катодного узла форсунки предусматривается возможность быстрой смены катода без разборки ее топливной части. Закрутка плазмобразующего воздуха осуществляется с помощью тангенциальных отверстий в катодной части, а распыливающий воздух — с помощью шнеков в анодном закрутке. Для прохода обдувающего воздуха в корпусе 1 выполнены форсунки, кольцевая проточка и ряд отверстий. Необходимая дисперсность распыливания топлива в этой конструкции достигается дополнительным распыливающим воздухом, благодаря чему увеличивается поверхность соприкосновения воздуха с топливной пленкой и относительная скорость на границе двух сред. Кроме того, стабилизатором углов конуса распыливания топлива служит расширяющийся конусный насадок воздушного сопла. Отметим, что анодная часть плазменного генератора охлаждается топливом, протекающим в зазоре между анодом и воздушным закруткой.

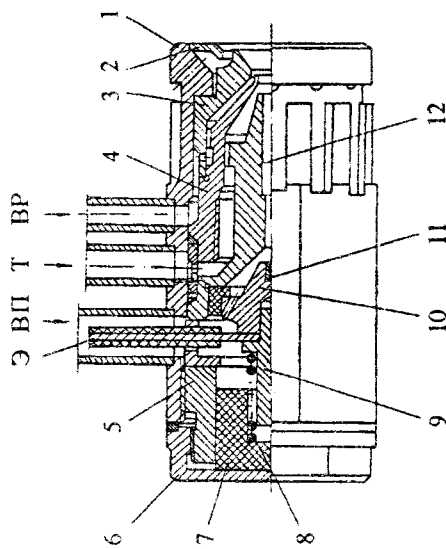


Рис.4.14. Схема плазменно-топливно-воздушной форсунки:

1 - корпус; 2 - кольцо; 3 - сопло; 4 - воздушный закрутка; 5,9 - прижимная и фиксирующая втулки; 6 - гайка; 7 - изолятор; 8 - пружина; 10 - катод; 11 - гафтовая вставка; 12 - анод

Гидравлические испытания ПТФФ-1 проведены на топливе ДЛ. Это расход через форсунку при давлениях 0,1; 1,0; 2,0; 3,0 МПа составил соответственно 64,4; 212,4; 303,0; 371,8 кг/ч. Без подачи распыливающего воздуха форсунка обеспечивает требуемое каче-

ство распыливания при давлениях топлива более 1,0 МПа, а распыливаемого воздуха существенно улучшает качество распыливания топлива. Так, при давлении распыливаемого топлива 0,05 МПа требуемое качество достигается при давлении 0,6 МПа, а при его увеличении до 0,2 МПа — во всем исследуемом диапазоне давлений топлива. Плазмобразующий ток топлива улучшает качество распыливания, практически не влияя на топливный конус, а подвод распыливаемого воздуха — наоборот, его уменьшает.

При работе плазменно-топливной форсунки аэрационные типа ПТФ-А (рис.4.15) цикловой воздух энергетической установки используется в качестве плазмобразующего и топливного завихрителем 3. Проставка 10 формирует кольцевую щель 11 на оси форсунки и соединяет камеру 2 с воздушной подачей основного топлива и смесительную камеру 9. Размещенный на оси форсунки плазмотрон 15 соединен с корпусом. Кипящее топливо истекает из кольцевой щели 5 в камеру 9 и распыливается воздухом, поступающим через отверстие 12. Дополнительное распыливание осуществляется воздухом, проходящим через ирригатор 3. Плазменная струя генерируется плазмотроном 17.

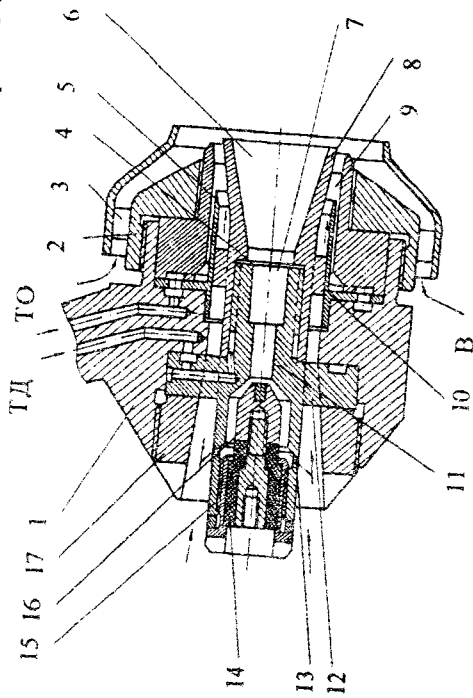


Рис.4.15. Плазменно-топливная форсунка аэрационного типа: 1,8 — корпус; 2 — гайка; 3 — завихритель; 4,5 — кольцевые щели; 6,9 — реакционная и смесительная камеры; 7 — сопло; 10 — проставка; 11 — анод; 12,13 — каналы; 14 — иригатор; 15 — корпус плазмотрона; 16 — катод; 17 — плазмотрон; В — воздух; ТО — топливо основное; ТД — топливо дополнительное

распыливаемое топливо через кольцевую щель 4 и плазменная струя анода 7 анода 11 попадают в реакционную камеру 6, где при высокой температуре образуется большое количество химических соединений продуктов, обеспечивающих эффективное сжигание основного топлива.

Применение плазменно-топливных форсунок требует создания эффективных плазменных генераторов, работающих при повышенных давлениях рабочего тела. С этой целью проведены экспериментальные исследования по изучению влияния режимных и конструктивных факторов плазмогенерирующих частей плазменно-топливных форсунок на устойчивость и надежность их работы при повышенных давлениях плазмобразующего воздуха.

При испытаниях длина анодов плазменных генераторов изменялась от 22 до 50 мм, диаметр выходного сопла — от 3 до 5 мм, ширина межэлектродного зазора δ — от 0,3 до 1,2 мм. Режимные параметры варьировались в следующем диапазоне: расход плазмобразующего воздуха от 0,25 до 1,0 г/с, ток дуги от 4 до 10 А, напряжение на срезе сопла плазмотрона от 0,1 до 0,8 МПа. Плазмоторы форсунок устанавливались в специальном водоохлаждаемом блоке, давление в котором регулировалось газовым манометром и контролировалось образцовым манометром.

В исследованном диапазоне изменения определяющих параметров вольт-амперные характеристики плазмоторов носили падющий характер. На рис.4.16,а представлены ВАХ для плазменных генераторов с длиной анода $l_3 = 50$ мм и диаметром $d_3 = 5$ мм. С возрастанием давления от атмосферного до 0,2 МПа напряжение дуги увеличивалось на 40...50 В при расходе 1 г/с и на 20...30 В при расходе 0,45 г/с. Аналогичное изменение давления на срезе сопла

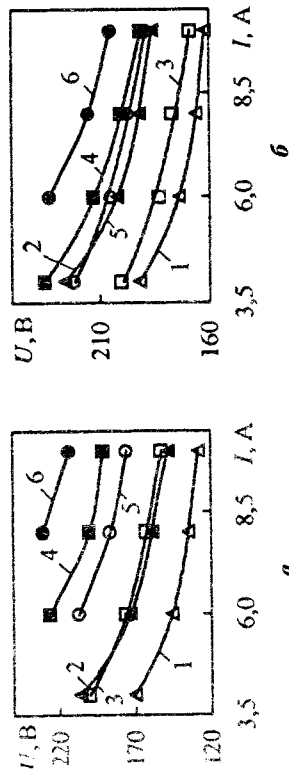


Рис.4.16. Вольт-амперные характеристики плазмоторов:

а — $l_3 = 50$ мм; $d_3 = 5$ мм; б — 22 мм; 3 мм;
1 — $p = 0,1$ МПа; $G_m = 0,45$ г/с; 2 — 0,1 МПа; 1,0 г/с; 3 — 0,2 МПа; 0,45 г/с;
4 — 0,2 МПа; 1,0 г/с; 5 — 0,5 МПа; 0,45 г/с; 6 — 0,5 МПа; 1,0 г/с

плазменного генератора при уменьшении длины анода до 3 мм его диаметр до 3 мм приводили при тех же расходах воздуха. Отметим, что для всех испытанных плазмотронов с дальнейшим увеличением давления произошло снижение темпов роста напряжения дуги и величина межэлектродного зазора уже не оказывала существенного влияния на зависимость напряжения от силы тока.

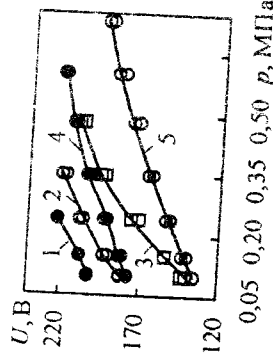


Рис. 4.17. Зависимости напряжения на плазмотроне от давления: 1 — $I = 4$ А; $G_m = 1,0$ г/с; 2 — 4 А; 0,45 г/с; 3 — 4 А; 0,25 г/с; 4 — 10 А; 1,0 г/с; 5 — 10 А; 0,45 г/с.

падает примерно на 20 В. Такое же изменение расхода при том же давлении вызывает изменение напряжения на 30...40 В.

Экспериментально установлено существование зависимости оптимальной величины межэлектродного зазора от режимных характеристик плазменного генератора. На рис. 4.18 показано влияние величины зазора на напряжение дуги плазмотрона с $l_3 = 22$ мм.

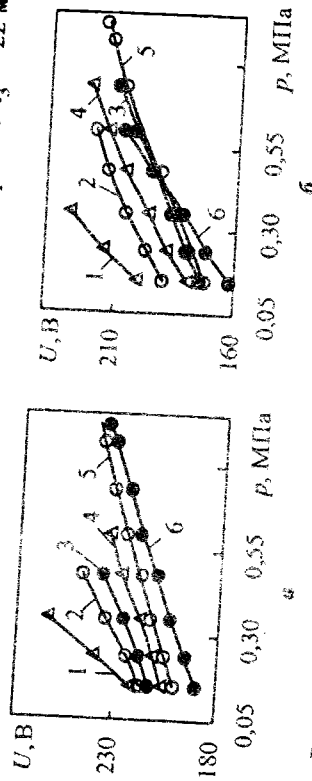


Рис. 4.18. Зависимости напряжения на плазмотроне от давления при расходе воздуха 1,0 г/с (а) и 0,45 г/с (б): 1 — $\delta = 1,2$ мм; 2 — 1,2 мм; 8 А; 3 — 1,2 мм; 10 А; 4 — 1,0 мм; 6 А; 5 — 1,0 мм; 8 А; 6 — 1,0 мм; 10 А.

При варьировании давления на срезе его сопла, тока и расхода плазмообразующего воздуха. При $G_{пл} = 1,0$ г/с с увеличением зазора происходит снижение напряжения и расширение области устойчивой работы плазмотрона по давлению; при расходе до 0,45 г/с и уменьшении зазора с 1,2 до 1,0 мм — расширение диапазона устойчивой работы при малых токах (6...8 А) и суше при больших. Дальнейшее падение величины δ до 0,8 мм приводило к уменьшению устойчивости плазмотрона и при токах дуги $I = 8$ А. Эти особенности связаны с явлением теплового расширения течения в канале плазмотрона [18]. При увеличении диаметра анодной части данные явления проявляются гораздо слабее.

4.1. Плазмохимические генераторы водородосодержащего газа

Одним из способов повышения эффективности использования органического сырья в СЭУ является насыщение топлива, топливно-воздушной смеси или воздуха водородом или водородосодержащим газом перед подачей в топочное устройство. Наиболее эффективно получать и хранить водородосодержащие газы можно с помощью плазменной переработки углеводородов непосредственно на борту судна. Преимуществом ее заключаются в высокой автоматизации для получения химически водородосодержащий газ, использование устройств, генерирующих водородосодержащие компоненты для получения газификации топлива того же фракционно-высокотемпературной газификации топлива для главных двигателей и котлов, которые применяются для главных двигателей и котлов судовых установок. В этом случае топливо, которое является сырьем для получения водородосодержащих газов, хранится либо в специальных расходных цистернах, либо в расходных цистернах главных двигателей и подается в генераторы водородосодержащего газа подкачивающим насосом. Так как водородосодержащий газ производится непосредственно перед подачей к потребителю, то никакие специальные устройства для его хранения на борту судна не требуются, что в значительной степени улучшает массогабаритные показатели СЭУ, работающей с добавками водородосодержащих газов в двигатели и топочные устройства котельных установок.

Схема плазмохимического генератора водородосодержащего газа [53], позволяющего полностью завершить процесс разложения жидкого углеводородного топлива (в том числе и остаточного

го), представлена на рис. 4.19. Устройство представляет собой цилиндрический корпус, состоящий из высокопрочного материала 7 и охлаждаемого 9 участков. В высокотемпературной зоне происходит собственно плазмохимическая переработка сырья, причем поддержание стабильных температур и концентраций продуктов реакций с максимальной концентрацией молекул водорода и отсутствием сажистых частиц обеспечивается лонжеронами из огнестойкого шамотного кирпича. Этот материал предназначен для снижения тепловых потерь, устранения холодных стенок на процессах разложения топлива и получения газа, состоящего в основном из H_2 и CO , практически незначительного количества топлива, подводимого в реакторы 1 и 5. Проточность высокотемпературного участка превышает длину плавильно-топливного факела и выбирается таким образом, чтобы время пребывания компонентов в этой зоне было достаточным для полной переработки жидкого топлива.

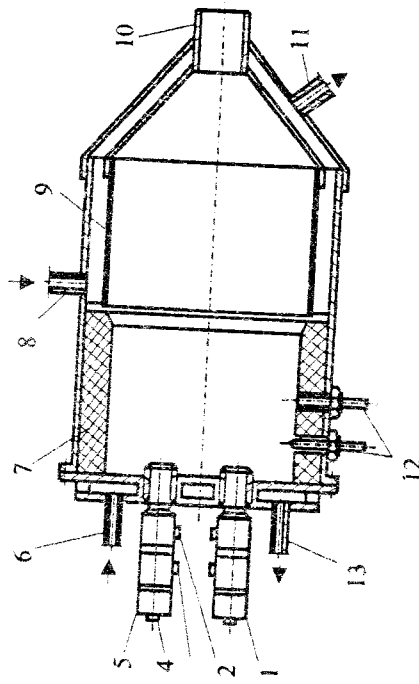


Рис. 4.19. Схема генератора водородосодержащего газа:
1, 5 - ПХР; 2, 4 - подвод топлива, воздуха и электропитания; 6, 8 - патрубок подвода воды; 7, 9 - высокотемпературный и охлаждаемый участки; 10 - патрубок отвода газа; 11, 13 - патрубки отвода воды; 12 - датчик температуры

Так как водородосодержащий газ используется в качестве присадки к топливу или к воздуху на всасывании двигателя, то в охлаждаемой водой части генератора необходимо уменьшить его температуру. Водяное охлаждение также снижает температуру корпуса самих плазмохимических реакторов и исключает их перегрев. Передняя горючая часть генератора выполнена легкоосматриваемой, что обеспечивает осмотр и доступ к внутренней полости.

и плазмируемых ПХР может варьироваться от одного до нескольких. Качество регулирование расхода водородосодержащих отдельных реакторами и регулирование их количества позволяют охватить большой диапазон возможных расходов топливующих присадок, что дает возможность использовать их для двигателей различной мощности.

В том случае, если не требуется охлаждение водородосодержащих реакторов при использовании генератора для ГТУ и двигателей (например, при использовании генератора для плазмирующих установок), может быть использована другая конструкция генератора (рис. 4.20). Генератор включает в себя плазменный реактор 1 с патрубками подвода топлива 9 и воздуха 10. Подвод электрического питания осуществляется по линии 2. Содержит катод 7, сопло 8, корпус 6, переходник 10, держатель 11 и прокладку 4. За соплом 8 последовательно расположены канал 13 образования водородосодержащего газа и канал 14 разложения, размещенные в корпусе 12, камера 16 образования водородосодержащего газа и испаренного, частично разложеного топлива, размещенная в корпусе 17. Основное количество топлива поступает через патрубок подвода топлива 11 и топливные каналы, расположенные в канале разгона газа.

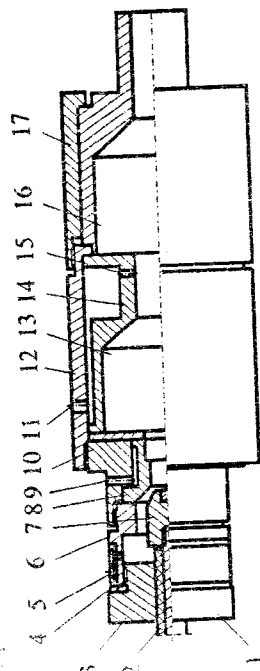


Рис. 4.20. Схема генератора водородосодержащего газа:
1 - ПХР; 2, 5, 9, 11 - подвод электропитания, воздуха и топлива; 3 - держатель; 4 - прокладка; 6 - корпус реактора; 7 - катод; 8 - сопло; 10 - переходник; 11 - патрубок подвода воздуха; 12 - корпус генератора; 13 - камера образования водородосодержащего газа; 14 - канал разгона газа; 15 - топливный канал; 16 - камера образования смеси газа и испаренного топлива; 17 - корпус

Генератор работает следующим образом. В ПХР через патрубок 5 подается воздух и с помощью специального источника питания между катодом 7 и соплом 8 возбуждается электрическая дуга. Небольшая часть топлива (примерно 10...25 % от общего количества) поступает в плазменную струю через патрубок 9, и в результате плазмохимических реакций на выходе из реактора образуется плазменно-топливный факел, содержащий продукты ис-

парения и частичного разложения топлива, а также поддержания газ, состоящий в основном из молекулярного водорода и оксида углерода. Коэффициент избытка воздуха в ПХР поддерживается на уровне 0,20...0,45, что необходимо для уменьшения скорости образования сажистых частиц. В камере 13 термическая переработка топлива. Оставшееся его количество поступает через патрубок 11 и кольцевую полость, образованную корпусом 12 и каналом разгона 14, в топливные дозирующие верстия 15. В канале 14 скорость газообразных продуктов увеличивается, в результате чего происходит более качественное распыливание основного количества топлива и перемешивание с продуктами плазмохимических превращений. Получаемая тепловая энергия от водородсодержащего газа топлива, испаряется и частично осуществляется переносом энергии живающегося таким образом, чтобы температура смеси водородсодержащего газа и частично разложенного топлива не превышала предельно допустимых значений температуры его воспламенения для предотвращения сколов пламени.

Одна из причин, сдерживающих развитие плазменных технологий, — низкий ресурс электродных узлов плазмотронов. И стоящее время определенным опытом проектирования накоплено для плазмотронов большой мощности, работающих при токах от нескольких десятков до сотен ампер [18, 64]. Для плазмотронов малой мощности информация об эрозионной стойкости электродных материалов, работающих в воздушной среде при малых токах дуги, а также рекомендации по проектированию электродных узлов практически отсутствуют.

Из ограниченного числа исследований по данной проблеме выделим работу [37], где приведены результаты некоторых испытаний анодов, изготовленных из титана, молибдена, стали Х18Н10Т, вольфрама, меди и их сплавов. Материалы, связанные эрозией катодов (узлов, наиболее подверженных износу), рекомендованы только для термохимических катодов, которые представляют собой медную обложку со вставкой из циркония.

Отметим, что наиболее часто в плазмотронах используют сплошные, составные, цилиндрические и "стаканообразные" катоды [64]. Сплошные — изготавливаются в виде цилиндрическим или фасонных стержней с конусным или с полусферическим концом, составные — выполняются из двух различных материалов. Конструктивно составные катоды представляют собой определенным образом охлаждаемые держатели с впаянными или с запрессованными эмитирующими элементами.

Так показали многочисленные эксперименты с плазмотронами малой мощности, работающими на воздухе как плазмообразующим газе, наиболее телонапряженной их деталью является катод, он в большинстве случаев определяет ресурс плазмотрона, а не самым — максимальное время непрерывной работы плазменного модуля. Вид его износа — высокотемпературная эрозия поверхности катодной вставки, служащей местом привязки пятна

Существенное влияние на ресурс при прочих равных условиях оказывает материал катодной вставки. Опыты с воздухоохлаждаемыми конусными катодами при токах дуги 6 А, напряжении до 240 В и расходе плазмообразующего воздуха 1,2 г/с [42] показали, что ресурс катода со вставкой из гафния в 4 раза выше (около 11 часа), чем таковой с цирконием. Выгорание гафниевой вставки в 10 раз быстрее равномерное, оплавления медного катода не наблюдалось и работа плазмотрона остается стабильной в течение всего времени. Большой срок службы катода с гафниевой вставкой обусловлен лучшими теплофизическими свойствами гафния по сравнению с цирконием: большей температурой плавления, кипения, испарения, скоростью испарения. Кроме того, у оксида гафния значительно ниже работа выхода электронов.

Еще лучшими теплофизическими свойствами обладают вставки из гафния с добавками редкоземельных материалов, полученные методами порошковой металлургии. Ресурсные испытания катода с такой вставкой показали более чем двухкратное увеличение времени его работы: при токе 8 А и расходе воздуха 0,6 г/с ресурс катода составил 49 часов.

Использование плазмотрона в качестве воспламенителя топлива обуславливает многократный повторно-кратковременный режим его работы. Испытания катодов в таком режиме показали, что гафниевая вставка обеспечивает требования по работоспособности на весь период службы двигателя: катод при токе 6 А, напряжении 120 В, расходе 0,4 г/с и времени работы 40...50 с позволил произвести 1860 циклов запуска, что соответствует примерно 24 ч его непрерывной работы.

Чтобы определить эрозионную стойкость различных машиностроительных материалов, которые могут быть использованы при изготовлении электродных устройств плазмохимических генераторов водородсодержащего газа, был выполнен комплекс исследований [45]. Эксперименты проводились на плазмотронах постоянного тока с газодинамической стабилизацией дуги мощностью до 2 кВт при токах $I = 4...12$ А, напряжении до 180 В, расходе воздуха до 1 г/с. Электродные узлы в основном охлаждались водой,

стали, при увеличении рабочего тока выше 9 А наблюдается резкое увеличение удельной эрозии от тока дуги. Из испытаний видно, что зависимость удельной эрозии от тока дуги. Из испытаний видно, что зависимость удельной эрозии от тока дуги. Из испытаний видно, что зависимость удельной эрозии от тока дуги.

При применении водяного охлаждения позволяет снизить удельную эрозию медных цилиндрических катодов примерно на порядок (рис. 4.23). При этом удельная эрозия для испытанных геометрических катодов в режимных параметрах слабо зависит от силы тока и находится в диапазоне $(1...5) \cdot 10^{-6}$ г/Кл.

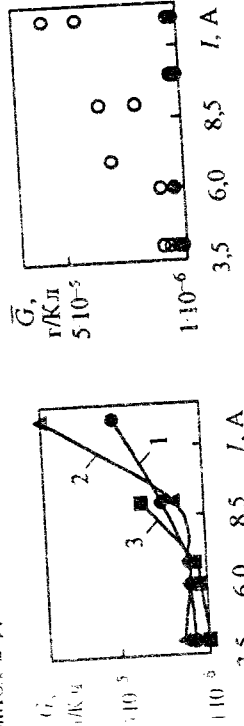


Рис. 4.22. Зависимость удельной эрозии катодов от силы тока: 1 — медь; 2 — латунь; 3 — алюминиевый сплав

Значительное влияние на эрозионную стойкость оказывают диаметр и форма катодов, характер привязки дугового пятна. Например, для медного сплошного катода диаметром 5,5 мм получено значение удельной эрозии $2,5 \cdot 10^{-4}$ г/Кл, что примерно в 20 раз больше, чем для катодов диаметром 17 мм, работающих при тех же условиях (см. рис. 4.23).

Сплошные катоды из нержавеющей стали испытывались при токе 10 А. Для охлаждаемых катодов величина удельной эрозии составляла $1,2 \cdot 10^{-5}$ г/Кл, для охлаждаемых — $7,7 \cdot 10^{-6}$ г/Кл. Без водяного охлаждения эрозионная стойкость катодов из нержавеющей стали и меди практически одинакова. При охлаждении лучшими эрозионными свойствами обладали катоды из нержавеющей стали из меди. Отметим, что в зависимости от конструктивных особенностей и геометрических соотношений удельная эрозия анодов из нержавеющей стали составляла $(2,6...8,0) \cdot 10^{-6}$ г/Кл.

Исследования эрозионных характеристик электродных узлов позволяют правильно подойти к выбору их материалов, способов обработки эмиссионной вставки, определить влияние на степень эрозии формы и размеров электродов, способа охлаждения и т.п. Дальнейшее повышение ресурса плазматронов для камер сгорания и

однако в ряде случаев тепловод от катодов осуществлялся только плазмообразующим воздухом (неохлаждаемый вариант). Большая часть результатов получена при ресурсных испытаниях цилиндрических катодов диаметром 17 мм и длиной 10 мм. Образцы катодов изготавливались из нержавеющей стали X18H10T, меди МЗ, латуни Л63, алюминиевого сплава АМг5. Были исследованы и составные медные катоды с запрессованными заподлицо с торцом вставками из эмитирующих материалов: циркония и гафния. Величина средней удельной эрозии $\bar{G}$ определялась по изменению массы электрода в результате уменьшения его объема на 1...2 %, что соответствует размеру каверны, образующейся при полном выгорании эмитирующей вставки.

Результаты ресурсных испытаний составного цилиндрического неохлаждаемого катода с медной облойкой и эмитирующими вставками из различных материалов представлены на рис. 4.21. Видно, что эрозионная стойкость катода с гафниевой вставкой несколько раз выше по сравнению с циркониевой. В течение 20 часов испытаний удельная эрозия гафниевой вставки не превышала значений $5 \cdot 10^{-6}$ г/Кл, и только при дальнейшей наработке, когда диаметр эрозионной каверны стал больше диаметра вставки, а ее глубина превысила 1,5 мм, появилась тенденция к резкому возрастанию удельной эрозии до величины более 10^{-5} г/Кл. Последние 3...5 часов работы составного катода с гафниевой вставкой сопровождалась зеленым свечением плазменной струи, что свидетельствует об интенсивном выгорании медной облойки в районе эмитирующей вставки. В ходе испытаний подобных катодов с гафниевыми вставками, которые практически выработали ресурс, получены значения удельной эрозии около $1,2 \cdot 10^{-5}$ г/Кл при токах дуги до 10 А.

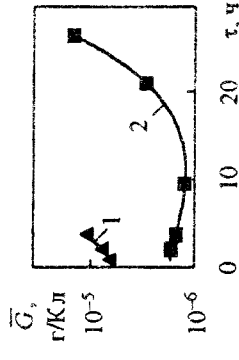


Рис. 4.21. Эрозионные характеристики термохимических катодов со вставкой из циркония (1) и гафния (2)

Испытания неохлаждаемых сплошных цилиндрических катодов, выполненных из меди МЗ, латуни Л63 и алюминиевого сплава АМг5, показали, что при токах до 9 А наибольшей стойкостью обладает сплав АМг5 (рис. 4.22). Однако для этого сплава, как и

топочных устройств можно обеспечить применением более совершенных материалов катодных и анодных узлов, уменьшением суммарной токовой нагрузки источников питания, защитой катода инертными газами, рациональным выбором режимов работы и др.

4.5. Плазменные воспламенители

Одним из важных направлений в реализации метода плазменной интенсификации сжигания топлива является плазменное пламенение горючих смесей. Поджиг различных углеводородных топлив осуществляется струей низкотемпературной воздушной плазмы, генерируемой плазменным воспламенителем. Схема его проточной части и структура плазменного воздушного факела показаны на рис.4.24. Электрическая дуга горит в потоке плазмы образующего воздуха на оси электродового канала диаметром d_2 и длиной l_2 между катодом 2 и анодом 1, установленными осевым зазором δ_k . Катодное пятно дуги фиксируется в центре эмиссионной вставки 5, а анодное пятно под действием закрученного потока газа вращается в выходном сопле анода диаметром d_3 и длиной l_3 в районе устьевой зоны.

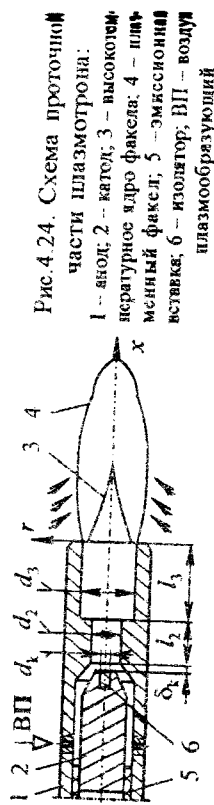


Рис.4.24. Схема проточной части плазмоторона:

1 - анод; 2 - катод; 3 - высокоэмиссионное ядро факела; 4 - плазменный факел; 5 - эмиссионная вставка; 6 - изолятор; ВП - воздушный плазмобразующий.

Конструктивная схема плазменного воспламенителя [30,42], предназначенного для воспламенения жидких и газообразных углеводородных топлив, представлена на рис.4.25. Электрическая дуга, возбужденная источником питания с крутопадающей внешней характеристикой, горит между катодом 5 со вставкой из термомоисинного материала и анодом 6, являющимся корпусом воспламенителя. В судовых топочных устройствах для обеспечения электронной изоляции электродов и возможности работы при повышенных давлениях катододержателем является съема зажигания 1. В качестве плазмобразующего газа используется воздух, который от баллона высокого давления либо от места отбора воздуха от компрессора высокого давления через воздухоподводящую

трубы 3 и дозирующие тангенциальные отверстия в аноде поступают в электродную камеру, где нагревается за счет излучения дуги. Герметизация устройства осуществляется при помощи прижимной гайки 2, медных прокладок 4 и уплотнительного кольца свечи 1. Базовый вариант воспламенителя имеет следующие геометрические размеры: диаметры дуговой камеры и анода $d_2 = 3$ мм, $d_3 = 5$ мм; длины дуговой камеры и анода $l_2 = 6$ мм, $l_3 = 21$ мм; диаметр и длина катодной вставки $d_k = 2,3$ мм, $l_k = 4,5$ мм; величина межэлектродного зазора $\delta_k = 0,8...1,2$ мм.

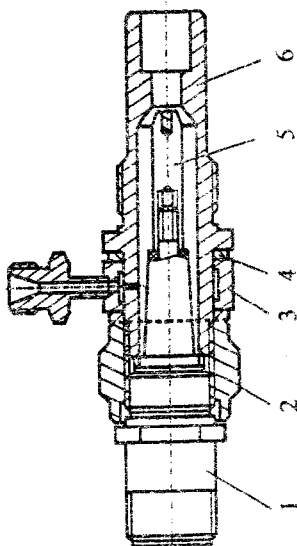


Рис.4.25. Конструктивная схема плазменного воспламенителя:

1 - свеча; 2 - гайка прижимная; 3 - трубка воздухоподводящая; 4 - прокладка; 5 - катод; 6 - анод

На рис.4.26 приведены вольт-амперные характеристики плазменных генераторов 1 и 2 (они отличаются только технологическими параметрами, проявляющимися при их изготовлении и сборке) без наработки и при наработке 500 включений при расходе плазмобразующего воздуха 0,43 г/с. Отметим, что в соответствии с требованиями к системе воспламенения запуска автоматически осуществлялись циклами по пять включений продолжительностью 20 с, интервалом 180 с и последующей серией через 8...10 ми-

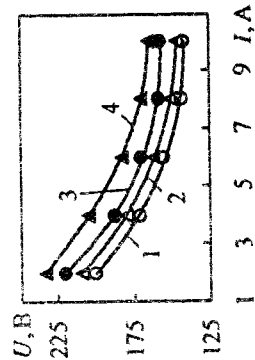


Рис.4.26. Вольт-амперные характеристики плазменных генераторов:

1 - генератор 1 (без наработки); 2 - генератор 2 (без наработки); 3, 4 - генераторы 1 и 2 с наработкой 500 включений по 20 с

нут. С увеличением наработки плазменных генераторов возрастает длина электрической дуги в результате эрозии термоэмиссионной вставки катода, что сопровождается ростом напряжения на 15...20 В.

Одним из важных параметров, определяющих устойчивость работы системы "источник тока - плазменный генератор", является величина пульсаций тока дуги. На рис.4.27 приведены зависимости $\Delta I/I$, замеренная на частоте 2 кГц сервисным осциллографом С1-94 при давлении плазмообразующего воздуха 0,05 МПа и среднем суммарном токе 10 А, от числа включений N . С увеличением наработки относительные пульсации тока несколько возрастают, что приводит к интенсификации выгорания катодной вставки и некоторому изменению структуры плазменного потока. Однако в исследованном диапазоне режимных и геометрических параметров нарушений устойчивости системы не наблюдалось. Относительные величины пульсаций напряжения $\Delta U/U$ с увеличением числа включений генераторов уменьшались вследствие возрастания среднего напряжения на дуге. Средние значения относительных пульсаций тока и напряжения составляли 20...30 % и связаны с нестационарным характером шунтирования слаботочной дуги постоянного тока в канале плазменного генератора.

На рис.4.28 представлены диаграммы удельной эрозии $\bar{G}$ катодов плазменных генераторов 1 и 2 при токе каждого канала 5 А после 200, 400 и 600 запусков. В результате многофакторного воздействия параметров как плазмотрона, так и источника его питания произошло монотонное увеличение эрозии термоэмиссионных

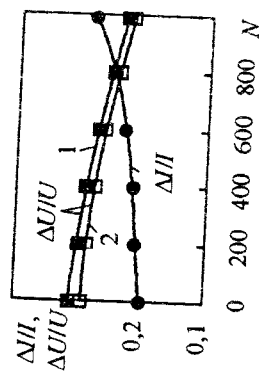


Рис.4.27. Пульсации тока и напряжения плазменных генераторов (частота 2 кГц):
1 — наработка 500 включений по 20 с;
2 — без наработки

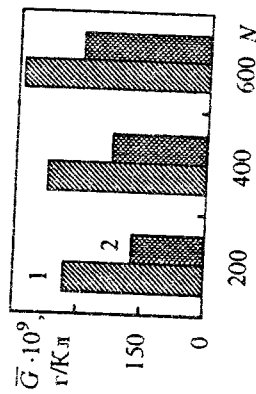


Рис.4.28. Диаграммы удельной эрозии плазменных генераторов

способ, выполненных из гафния ГФИ-1, на $(1,75 \cdot 4,40) \cdot 10^{-7}$ г/Кл выше.

Нужно обеспечить высокую эффективность и надежность функционирования судовых плазменных систем, необходимыми сведениями о закономерностях распределения температур в плазменном ядре. Существующие методы расчета плазменных струй [36] не учитывают универсальными, так как не учитывают начальных условий истечения, таких, как режима течения на срезе сопла, неопределенности параметров по сечению, интенсивности турбулентности, и ориентированы, как правило, на определенный тип плазменного генератора. Имеющиеся данные по закономерностям распределения температур в плазменных струях относятся только к плазмотронам мощностью в несколько десятков и сотен киловатт. Поэтому возникает необходимость в исследованиях полей температур плазменных струй, генерируемых микроплазмотронами мощностью до 2 кВт, применяемыми в топочных устройствах судовой энергетики.

Как известно [18,34], температура газов в столбе электрической свободной горящей дуги при атмосферном давлении составляет около 6000 К, а в плазмотроне она повышается вследствие уменьшения поперечного сечения столба дуги под действием стенок электрического канала и потока плазмообразующего газа. Для плазмотронов с отношением тока дуги к диаметру дугового канала $I_d/d_g = 1000 \dots 10000$ А/м температура в центральной части столба дуги в зависимости от состава и расхода плазмообразующего газа составляет 10000...50000 К [18]. При таких температурах газ находится в плазменном состоянии, т.е. полностью ионизирован и состоит из электронов, положительно заряженных ионов, нейтральных и возбужденных атомов, кинетическая энергия которых с повышением температуры возрастает. При этом наряду с энергией поступательного движения все большее значение приобретает энергия колебательного и вращательного движения частиц, которая легко расходуется на излучение. Слой газа, соприкасающийся с электрической дугой, нагревается и после диссоциации и ионизации превращается в плазму. Наружный слой, омывающий стенку дугового канала, с плазмой не взаимодействует, и его температура существенно ниже температуры дуги. В результате газ в плазмотроне нагревается неравномерно и на выходе образуется плазменный факел 4 (см. рис.4.24), состоящий из относительно низкотемпературного (менее 1273 К) основного потока и высокотемпературного ядра 3. Структура факела существенным образом зави-

сит от геометрии проточной части плазменного генератора и разделяется его режимными параметрами.

В ходе экспериментов проведены испытания 14 вариантов проточных частей плазменных генераторов. Диаметры d_2 , d_3 и длины l_2 , l_3 дугового канала и анода изменялись в диапазонах 1,8...3,0 мм, 2,8...6,0 мм; 6...14 мм и 5...25 мм соответственно; расход плазмы разнующего воздуха $G_{\text{пл}}$ — от 0,1 до 1,0 г/с, ток дуги — от 3 до 18 А, напряжение — от 65 до 275 В, токовая нагрузка дугового канала от 50 до 500 А/мм.

Так как диаметр сопла испытуемых плазменных генераторов не превышал 6 мм, то размеры измерительного датчика имели решающее значение при выборе способа самих измерений. Они осуществлялись контактным методом с помощью хромель-алюмелевой термопары с диаметром спая около 0,5 мм. Этому методу при существующем недостатке — ограничении максимальной температуры величиной 1373 К. Однако по сравнению с другими способами, например энthalпийным датчиком Грея [18], имеющим минимальный диаметр 2...3 мм, он позволяет проводить локальные измерения с большей точностью. Более подробную информацию о распределении температур в высокотемпературной части плазменного факела дают бесконтактные методы измерений, например метод голографической интерферометрии. В этом случае данные проведенных экспериментов являются своего рода тарировочными при расшивке голографических снимков.

Перемещение термопары по длине x и радиусу r плазменного факела обеспечивалось специальным координатным устройством. Измерения проводились в пяти сечениях от среза сопла плазменного генератора $x/d_3 = 2, 4, 6, 8$ и 10 на оси ($r = 0$) и радиусах факела, равных диаметру выходного сопла ($r = d_3$) и его половине ($r = 0,5 d_3$).

Наибольшее воздействие на распределение температур в плазменном факеле оказывают режимные параметры (ток и расход воздуха) и геометрические размеры проточной части плазмотрона (прежде всего d_3 и l_3), совместно определяющие среднemasсовую температуру и скорость струи на срезе сопла.

Экспериментально установлено, что для плазменных генераторов при $d_3 \geq 4$ мм характер распределения температуры носит подобный характер. На оси температура монотонно убывает по длине факела, а на радиусах $r = 0,5 d_3$ и $r = d_3$ она имеет макси-

мальное значение на некотором расстоянии от среза сопла. Это ясно прослеживается данными рис. 4.29, полученными в процессе испытаний плазмотронов со следующими геометрическими параметрами: $d_2 = 4$ мм, $l_2 = 6$ мм, $d_3 = 6$ мм, $l_3 = 25$ мм (см. рис. 4.29 а); $d_2 = 3$ мм, $l_2 = 6$ мм, $d_3 = 5$ мм, $l_3 = 19$ мм (см. рис. 4.29 б); $d_2 = 2,5$ мм, $l_2 = 4,5$ мм, $d_3 = 4,5$ мм, $l_3 = 18$ мм (см. рис. 4.29 в).

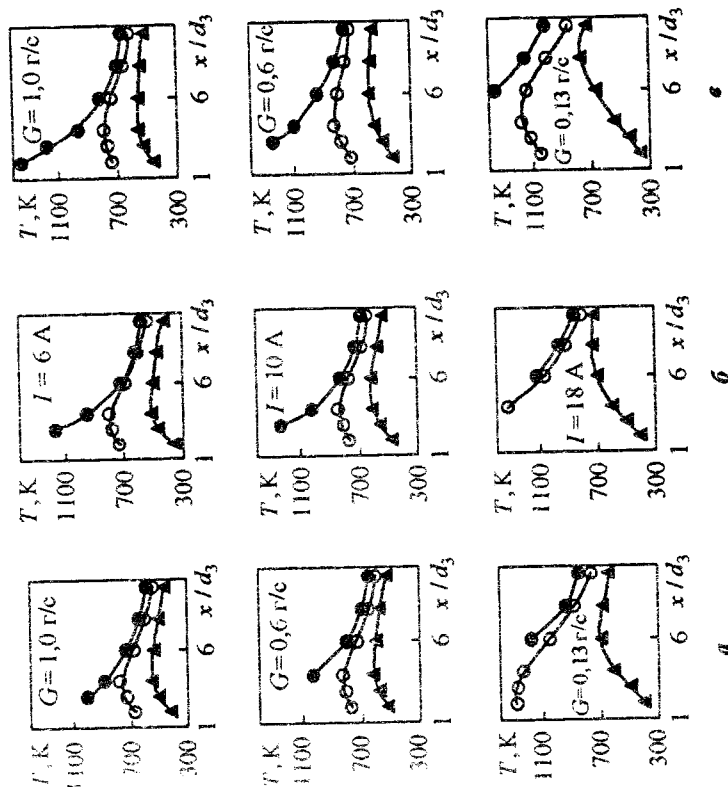


Рис. 4.29. Измеренные температуры плазменного факела:

а — $I = 6$ А; б — $G = 1,0$ г/с; в — $I = 10$ А;
 • — $r = 0$; □ — $0,5 d_3$; ▲ — $1,0 d_3$

Увеличение тока дуги вызывает повышение температуры плазменного факела. При этом наибольшие изменения температуры имеют место на радиусе $r = 0,5 d_3$ при увеличении тока до 10 А. Как видно из данных рис. 4.29, б, рост тока от 10 до 18 А выравнивает температуру на этом радиусе до значений, близких к значе-

$r = d_3$

Снижение расхода топлива, и смещает максимум температур по сечению факела (см. рис. 4.29, а, в) и увеличивает расход топлива вблизи сопла. Больше влияет на температуру факела расход воздуха. Больше влияет на температуру факела расход воздуха.

Размеры высокотемпературного ядра плазменного сопла, за исключением работы плазменного сопла, на токах более 10 А и расходах менее 0,2 г/с, т.е. тех случаев, когда скорость истечения составляет менее 40...50 м/с.

4.6. Источники питания систем плазмотронной интенсификации

Плазменная система представляет собой совокупность источника питания, обеспечивающего по вольтамперной характеристике плазмотрона как нагрузки - его статическими свойствами электрической дуги. С целью обеспечения точности поддержания заданного режима работы и малой чувствительности к возмущающим воздействиям необходимо учитывать также количество энергии, потребляемой плазмой и условиями их эксплуатации.

Так как плазменная система представляет собой совокупность источника питания, обеспечивающего по вольтамперной характеристике плазмотрона как нагрузки - его статическими свойствами электрической дуги. С целью обеспечения точности поддержания заданного режима работы и малой чувствительности к возмущающим воздействиям необходимо учитывать также количество энергии, потребляемой плазмой и условиями их эксплуатации.

наиболее целесообразно из назначения системы. Наиболее целесообразно из назначения системы. Наиболее целесообразно из назначения системы.

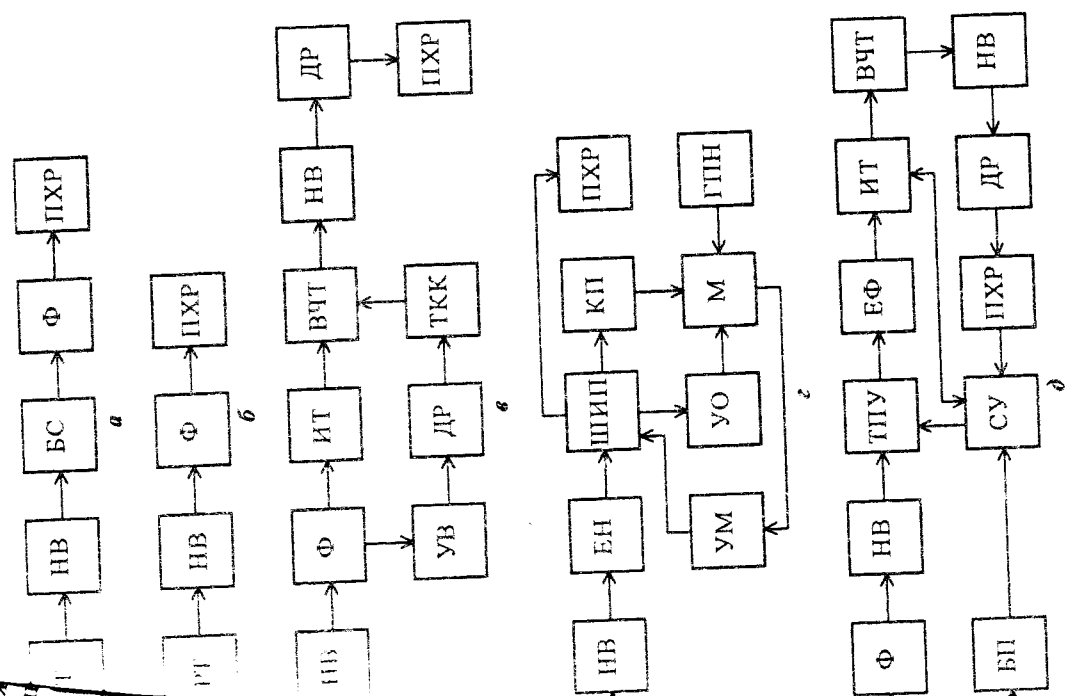


Рис. 4.30. Структурные схемы источников питания ПХР

нием на оси факела, и смещает максимум температуры на радиус $r = d_3$ в сторону больших расстояний от сопла.

Снижение расхода плазмобразующего воздуха повышает температуру факела (см. рис. 4.29, а, в) и увеличивает градиент температур по сечению факела вблизи сопла. Большие влияние на температуру факела расход воздуха оказывает при больших токах дуги.

Размеры высокотемпературного ядра плазменного факела распределялись визуально по характерному свечению, сопровождающему процессы рекомбинации в плазме. Для плазматронов с диаметром $d_3 \geq 4$ мм длина ядра не превышает, как правило, диаметров сопла, за исключением работы плазменного генератора на токах более 10 А и расходах менее 0,2 г/с, т.е. тех случаев, когда среднемаховая температура превышает 2000 К, а среднемаховая скорость истечения составляет менее 40...50 м/с.

4.6. Источники питания систем плазмохимической интенсификации

Плазменная система представляет собой совокупность генератора плазмы и источника питания, обеспечивающего поджиг и устойчивое горение дугового шнура. Основные требования, которые предъявляются к источнику питания, определяются электрическими свойствами плазмотрона как нагрузки – его статической вольт-амперной характеристикой, пусковыми качествами и динамическими свойствами электрической дуги. С целью обеспечения высокой точности поддержания заданного режима работы системы и малой чувствительности к возмущающим воздействиям необходимо учитывать также количество одновременно работающих плазмотронов и условия их эксплуатации.

Так как плазменные генераторы судового назначения имеют ярко выраженную падающую ВАХ, то для их питания нельзя использовать обычные источники напряжения. Необходима разработка специализированных источников тока, обеспечивающих устойчивую работу системы "источник питания – плазмотрон", требующие быстрого действия и продолжительности включения, надежности работы и долговечности в судовых условиях, высокий КПД, приемлемые массогабаритные и стоимостные показатели.

Подробный анализ схем источников питания систем плазменного воспламенения приведен в работе [42], однако большинство из них ориентировано на повторно-кратковременную работу газоз-

отронов, вытекающую из назначения системы. Наиболее целесообразными для длительного непрерывного режима плазмохимических интенсификаторов являются структурные схемы источников тока, приведенные на рис. 4.30. На этом рисунке приняты следующие обозначения: Т – трансформатор; НВ – неуправляемый

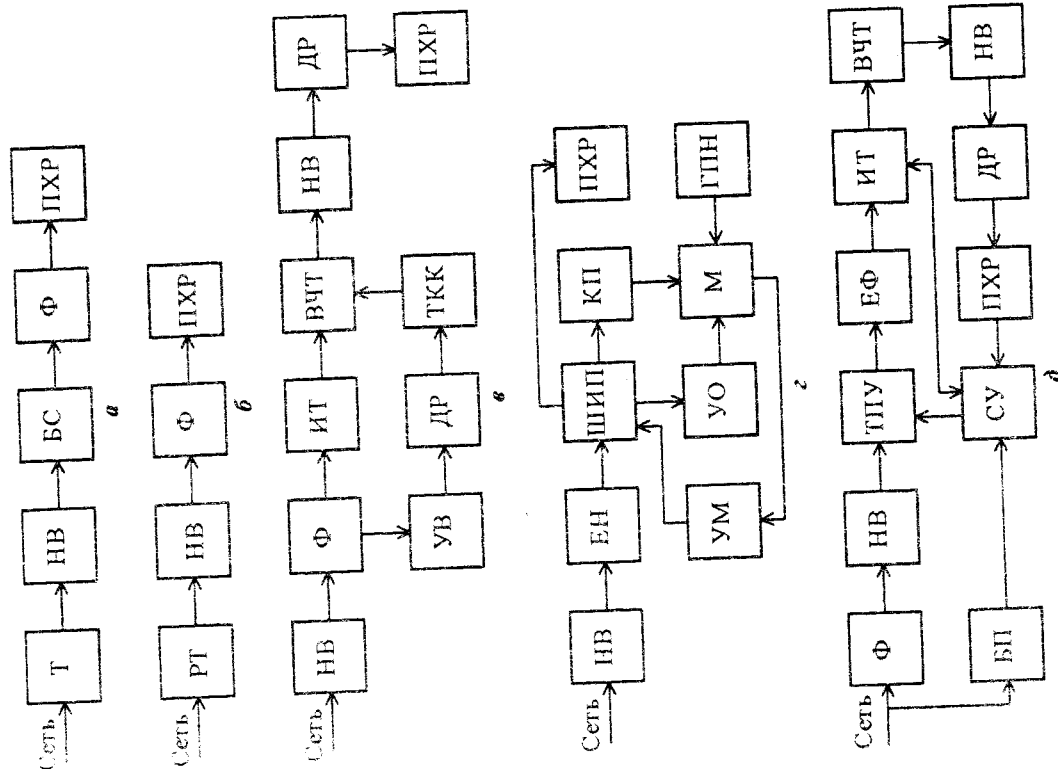


Рис. 4.30. Структурные схемы источников питания ПХР

способны работать с большой продолжительностью включения. Потери преобразования энергии зависят от типа и мощности переменного генератора и не превышают, как правило, 100 кВт. К основным факторам, сдерживающим процесс повышения частоты преобразования, относятся рост потерь энергии, рассеиваемой полупроводниковых коммутационных элементов, усиление влияния технологических разбросов параметров элементов, сужение области стабилизации и возрастание фазового сдвига в контуре регулирования, а также изменение свойств ферромагнитных материалов.

Источник энергоснабжения, структурная схема которого показана на рис. 4.30, в, построен по принципу дозированной передачи энергии. Регулирование тока осуществляется частотным способом. Необходимый колебательный характер переизрядки достигается емкостью во всем диапазоне изменения нагрузки достигая введением дополнительного контура переизрядки, стабилизирующей собой тиристорно-конденсаторный ключ, стабилизирующий минимально допустимый в инверторе ток дросселя. В режиме управления реализован однопозиционный принцип частотного регулирования тока.

Структурная схема транзисторного широтно-импульсного преобразователя показана на рис. 4.30, г. Напряжение от инвертора подается на повышающий трансформатор, далее выпрямляется и через дроссель идет на емкостный накопитель. В силовую цепь широтно-импульсного преобразователя входят транзисторный ключ, сглаживающий дроссель и возвратный вентиль. В коллекторной цепи включена демпфирующая цепь, которая уменьшает динамические перегрузки и броски тока при включении транзисторного ключа, обусловленные рассасыванием зарядов в возвратном вентиле. Транзисторным ключом управляют с помощью трансформатора усилителя мощности, который уменьшает его динамические потери.

По принципу дозированной передачи энергии плазменному генератору построен также тиристорный источник питания (см. рис. 4.30, д). Это позволяет обеспечить высокую коммутационную способность силовых элементов инвертора при высокой динамике изменения нагрузки. Устойчивость горения дуги обеспечивается за счет токовой стабилизации в силовой цепи. Регулирование тока осуществляется частотно-импульсным методом, плавный запуск инвертора — токоограничивающим пусковым устройством, что повышает надежность работы всего источника.

На рис. 4.31 приведена принципиальная схема одноканального источника питания системы плазмохимической интенсифика-

выпрямитель; БС — балластное сопротивление; Ф — фильтр; ИТ — инвертор тока; ВЧТ — частотный трансформатор; ДР — дроссель; УВ — управляемый вентиль; ТКК — тиристорно-конденсаторный ключ; ЕН — емкостный накопитель; ШИП — широтно-импульсный преобразователь; КП — компаратор перегрузки; УМ — усилитель мощности; УН — усилитель ошибки; М — модулятор; ГПН — генератор пилообразного напряжения; ГПУ — токоограничивающее пусковое устройство; ЕФ — емкостный фильтр; БП — блок питания системы управления СУ.

Схема с балластным сопротивлением, на котором теряется значительная часть подводимой энергии (см. рис. 4.30, а), может быть рекомендована только для исследовательских работ, так как не удовлетворяет требованиям массовых показателей. К недостаткам схемы с трансформатором, имеющим магнитное рассеивание (см. рис. 4.30, б), следует отнести высокую надежность и универсальность ее работы, минимальный объем настроечных работ при изготовлении, возможность практически независимой работы двух, трех и более генераторов плазмы. Недостатками являются невысокий КПД и сложность регулирования выходного тока. Источники питания на базе трансформаторов с рассеиванием энергии широкого применения в системах плазменного воспламенения [42, 96] и могут быть рекомендованы для обеспечения непрерывной работы плазмохимических элементов после соответствующего выбора элементов силовой цепи. Выходная характеристика подобных устройств имеет жесткий крутопадающий характер. Напряжение короткого замыкания всего блока достигает 100 В.

Массогабаритные показатели источников питания улучшаются за счет включения звеньев промежуточного высокочастотного преобразования. Такие устройства представляют собой совокупность транзисторно-тиристорных преобразователей, предназначенных для формирования электрической энергии, необходимой для нормального функционирования генераторов плазмы. Эти источники питания обеспечивают необходимые уровни вторичных питающих напряжений постоянного и переменного тока, стабилизацию и регулирование их значений в соответствии с управляющим сигналом, требуемую форму и частоту напряжений на нагрузках переменного тока, эффективное сглаживание пульсаций и подавление электромагнитных помех во вторичных цепях постоянного тока, гальваническую развязку плазматронов друг от друга и от питающей сети. Приспособлением источников питания со звеном повышенной частоты является то, что они имеют высокие массогабаритные и энергетические показатели и при этом

ции. Такой источник выполнен на базе силовых трансформаторов с повышенными полями рассеяния и имеет крутопадающую характеристику, за счет чего обеспечивается устойчивость электрической дуги. На схеме обозначены: А1 – блок осциллятора и

индикации; А2, А3 – блоки силовых трансформаторов; А4 – блок выпрямителей. Источник питания включает в себя также элементы защиты силовых выпрямителей от высокого напряжения VD1–VD5; высоковольтный трансформатор осциллятора Т1 с разрядниками FV1, FV2; элемент индикации рабочего тока HL1. Все блоки соединяются между собой и с внешними цепями с помощью разъемов Х1–Х4.

Питание на ИП подается с разъема Х5 (~3×380 В) на блоки силовых трансформаторов А2 и А3, соединенных по схеме Δ/У и выполненных на базе магнитопроводов трансформаторов ТС-330 или ТС-360. Вторичные обмотки трансформаторов подключены через разъем Х4 к блоку А4 силовых выпрямителей. В состав блока А4 входят датчик тока 4R1 и мост Ларионова 4VD1–4VD6. С выхода диодного моста постоянное напряжение холостого хода поступает на вторичную обмотку трансформатора Т1 и анод стабилизирующей сборки VD1–VD5, которая выполняет защитную функцию – предохраняет силовой диодный мост от пробоя высоковольтными импульсами.

Начальное возбуждение электрической дуги осуществляется осциллятором последовательного включения. Он питается от вторичной обмотки одного из трансформаторов переменным напряжением 220 В, которое затем преобразуется в постоянное с помощью диодного моста 1VD1–1VD4. Высоковольтные импульсы, снимаемые со вторичной обмотки трансформатора Т1, получают посредством аperiodического заряда и разряда конденсаторов осциллятора конденсаторов 1C4 и 1C5. Заряд конденсаторов осуществляется по цепи: положительный вывод диодного моста 1VD1–1VD4, сопротивление 1R6, диод 1VD5, конденсаторы 1C4, 1C5, тиристор 1VS2, клемма 3Б разъема Х1, первичная обмотка трансформатора Т1, клемма 4Б разъема Х1, отрицательный вывод диодного моста 1VD1–1VD4. Резистор 1R6 – токоограничивающий.

Элементы схемы подобраны таким образом, что в момент окончания заряда конденсаторов 1C4 и 1C5 тиристор 1VS2 открывается и обуславливает их разряд. Момент открытия тиристора 1VS2 зависит от напряжений на конденсаторах 1C2, 1C3 и от пробивного напряжения диода тиристора 1VS1. Постоянная времени открытия тиристора 1VS2 задается элементами 1R5, 1C2, 1C3. Резисторы 1R7 и 1R8 служат для разряда конденсаторов 1C4 и 1C5 после выключения ИП. Напряжение питания осциллятора после возбуждения электрической дуги в ПХР уменьшается в несколько раз, происходит срыв генерации и осциллятор отключается. Если по какой-то

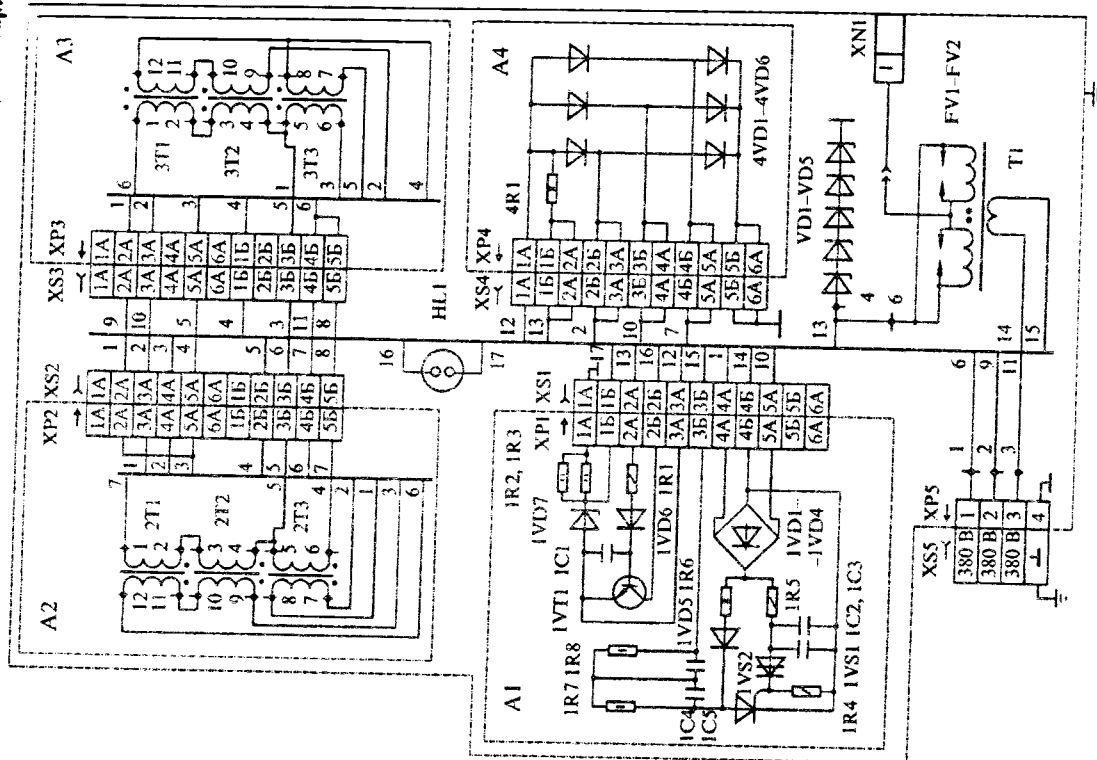


Рис. 4.31. Принципиальная электрическая схема источника питания

причине происходит срыв дуги, то напряжение питания осциллятора автоматически повышается до номинального значения и она переходит в режим возбуждения высоковольтного разряда.

Стабилитроны VD1-VD5 выполняют функцию защиты силовых диодов 4VD1-4VD6 от высокого напряжения, вырабатываемого осциллятором. Напряжение пробоя стабилитронов выбрано таким, чтобы оно было больше напряжения холостого хода ИИ, но меньше максимально допустимого обратного напряжения силовых диодов.

Пульсационные характеристики электрической дуги ПХР (см. рис. 4.2) получены при его работе в диапазоне расходов плазменного раздувающего воздуха 0,2...1,5 г/с и расходов топлива 0,05...1,00 г/с. На рис. 4.32 представлены замеренные с помощью запоминающего осциллографа С8-13 осциллограммы пульсаций тока и напряжения при двух значениях расхода воздуха $G_{пл} = 0,5$ и 1,2 г/с и фиксированном расходе топлива $G_f = 0,52$ г/с. С увеличением расхода плазмообразующего воздуха при постоянном токе дуги 10 А увеличение крупномасштабных пульсаций тока незначительно, в то же время крупномасштабные пульсации напряжения растут достаточно существенно. Приведенная ранее схема источника питания обеспечивает устойчивую работу реактора во всем исследованном диапазоне режимных параметров.

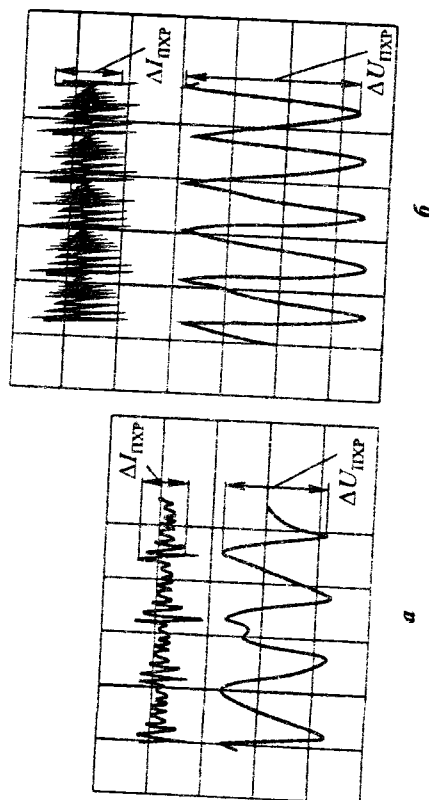


Рис. 4.32. Пульсации тока и напряжения на дуге ПХР:
а - $I = 10$ А; $U = 154$ В; $\Delta I_{ПХР} \approx 0,35$ А; $\Delta U_{ПХР} \approx 95$ В; $f \approx 6,5$ кГц;
б - $I = 10$ А; $U = 226$ В; $\Delta I_{ПХР} \approx 0,38$ А; $\Delta U_{ПХР} \approx 143$ В; $f \approx 11$ кГц

Глава 5. ЭФФЕКТИВНОСТЬ СУДОВЫХ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК С СИСТЕМАМИ ПЛАЗМОХИМИЧЕСКОЙ ИНТЕНСИФИКАЦИИ

1. Разработка систем плазмохимической интенсификации

Теоретические и экспериментальные исследования плазменного метода сжигания углеводородных топлив позволили разработать и создать высокоэффективные системы плазмохимической интенсификации и плазменного воспламенения, а также ряд плазмохимических устройств для инициирования воспламенения и стабилизации горения топлив в камерах сгорания и топочных устройствах судовых и стационарной энергетики.

На рис. 5.1 представлен общий вид системы СПХИ-1, состоя-

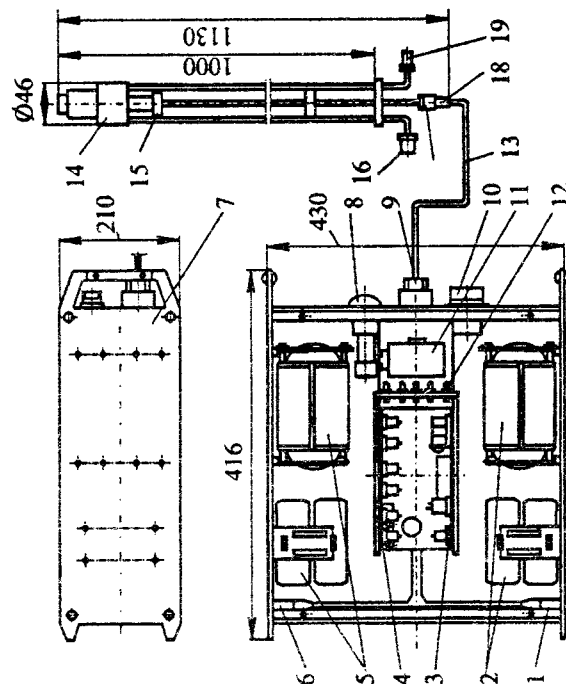


Рис. 5.1. Общий вид СПХИ-1:

1,6 - разъемы X2 и X3; 2,5 - блоки силовых трансформаторов А2 и А3; 3 - плата осциллятора и индикации А1; 4 - плата силовых выпрямителей А4; 7 - корпус ИИ; 8 - лампа индикации; 9 - сальник; 10 - разъем ХР5 подвода электропитания; 11 - трансформатор Т1; 12 - защитные стабилизаторы; 13 - кабель высоковольтный; 14 - ПХР; 15 - электроконтактное устройство; 16,19 - штуцера подвода топлива и воздуха; 17 - гайка; 18 - втулка

шей из плазмохимического реактора 14 для интенсификации сжигания природного газа в топках котлоагрегатов и источника питания. Входящий в состав системы ПХР 14 соединяется с ИП высоковольтным проводом 13. Один конец кабеля 13 припаян к вторичной обмотке высоковольтного трансформатора 11 и выведен через сальник 9, приваренный к корпусу блока; второй — припущен через электроконтактное устройство 15 и соединен с контактом КУ-30Б. Экран провода припаян к втулке 18, которая фиксируется гайкой 17. Источник питания реактора выполнен по схеме, представленной на рис. 4.31.

ПХР системы (рис. 5.2) состоит из корпуса плазмотрона 17, являющегося анодом, и приваренных к нему корпусов воздушной камеры 18 и выходного сопла 20. В корпусе плазмотрона имеются два тангенциальных отверстия для подачи плазмообразующего воздуха и четыре отверстия для подачи воздуха на смешение с газообразным топливом. В корпусе установлена свеча 16 типа СД-55 АНМ с катодом 19. Трубка 10 со штуцером 8 служит для подвода газа в реактор. Электроконтактное устройство 11 свободно перемещается во фланце 9 и крепится к свече накидной гайкой 15. Высоковольтный провод помещен во фторопластовую трубку 5, развальцованную со стороны прижимной втулки 3, к которой припаян экран 4. Фиксация провода и экрана в штуцере 7 электроконтактного устройства осуществляется с помощью резинового уплотнения 6, прижимной втулки 3 и накидной гайки 2. Жесткость конструкции обеспечивается сваркой трубок 10 и 12 с фланцем 9 и перемычкой 13.

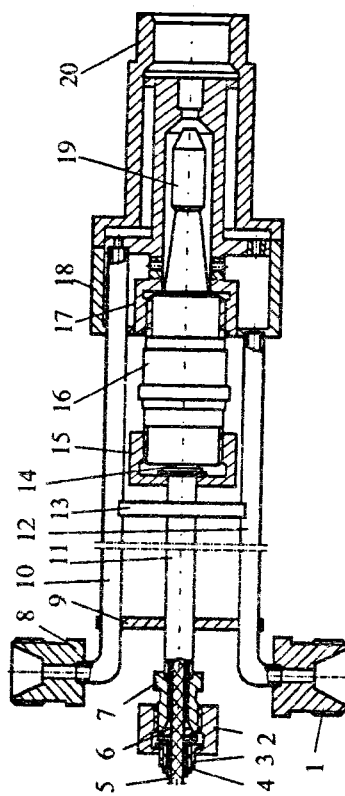


Рис. 5.2. Плазмохимический реактор:

1, 7, 8 — штуцера; 2, 15 — гайки; 3 — втулка прижимная; 4 — экран высоковольтного провода; 5 — фторопластовая трубка; 6 — резиновое уплотнение; 9 — фланец; 10, 12 — трубки подвода газа и воздуха; 11 — электроконтактное устройство; 13 — перемычка; 14 — контактное устройство КУ-30Б; 16 — свеча; 17, 18 — корпус плазмотрона и воздушной камеры; 19 — катод; 20 — выходное сопло

Перед подачей напряжения питания подводят плазмообразующий воздух к ПХР, который через штуцер 1 и трубку 12 поступает в кольцевую воздушную камеру, а затем через тангенциальные осевые отверстия в корпусе 17 — соответственно на плазмообразующие и смешение с газом, поступающим по трубке 10. Образующаяся в кольцевой камере между соплом 20 и корпусом газообразная смесь истекает в выходное сопло через шнеки, расположенные в торце корпуса плазматного генератора. Возникновение искрового разряда между электродами ПХР после подачи напряжения от источника питания создает условия для возбуждения электрической дуги. Плазмообразующий воздух охлаждает стенки анода, стабилизирует горение электрической дуги и в виде факела низкотемпературной плазмы направляется в выходное сопло, где происходит плазмохимические реакции между ионизированным воздухом и газовой топливной смесью. Благодаря высокой скорости истечения плазмохимический факел по сравнению с обычным имеет большую дальность и устойчивость.

На рис. 5.3 показан общий вид одной из модификаций системы плазмохимической интенсификации СПХИ-1.1, отличающейся

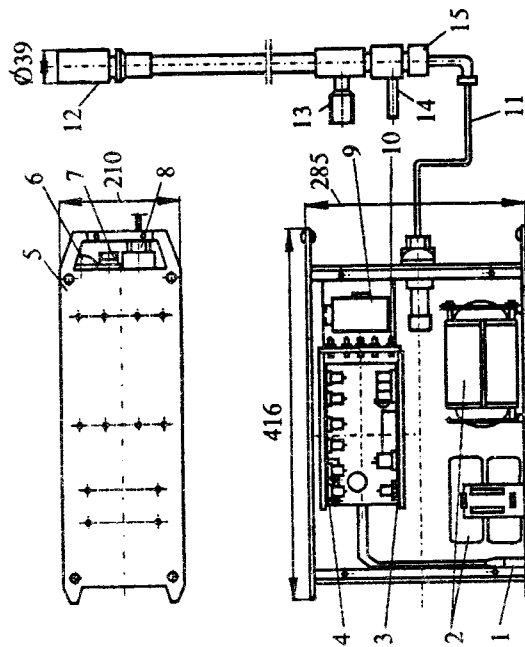


Рис. 5.3. Общий вид СПХИ-1.1:

1 — разъем Х2; 2 — блок силовых трансформаторов А2; 3 — плата осциллятора и индикации А1; 4 — плата силовых выпрямителей А3; 5 — корпус ИП; 6 — лампа индикации; 7 — сальник; 8 — разъем ХР4 подвода электропитания; 9 — трансформатор Т1; 10 — защитные стабилизаторы; 11 — кабель высоковольтный; 12 — ПХР; 13, 14 — штуцера подвода топлива и воздуха; 15 — гайка

ся улучшенными массогабаритными характеристиками. Реактор 12 системы соединяется с источником электропитания 5 при помощи высоковольтного провода 11, выводы которого связаны элементами электрической схемы посредством разъема 7 и с тактичным устройством типа КУ-30Б.

ПХР этой системы (рис.5.4) состоит из корпуса плазмотрона 10, расположенного в несущей трубе 7, к которой приварены штуцер 6 с газовым штуцером 5 и втулка 16 с посадочным местом для анда 13 и резьбой для крепления выходного сопла 15. В корпусе 10 анда 13 выполнены каналы 9, 18 и 14 для прохода газовой смеси. К центральной трубке 21 с одной стороны приварены упорный диск 23 и контакт 26, а с другой стороны — катододержатель 20 с посадочным местом для керамического изолятора 8 и розетка для крепления катода 12. В осевом направлении катодный упор фиксируется в изоляторе 2, который имеет каналы 22 и 25 для выхода воздуха и крепится с помощью накидной гайки 11, имеющей воздушный штуцер 3. Воздух в электродуговой канал анда 11 поступает по специальным каналам 11 в катод 12, отверстием 14 в катододержателе 20 и отверстиям 24 в трубке 21.

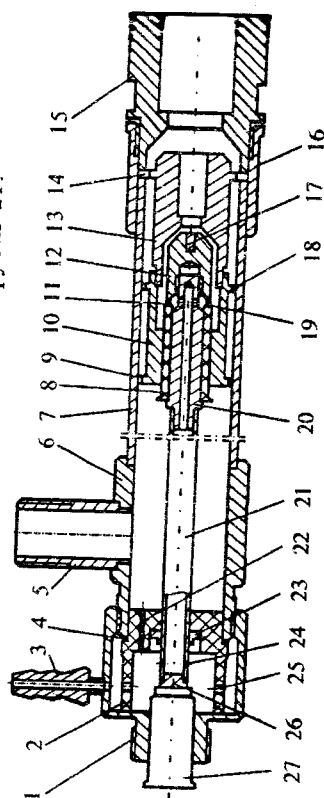


Рис.5.4. Плазмохимический реактор:
1 — накидная гайка; 2,8 — изоляторы; 3,5 — штуцера воздушный и газовый; 4 — прокладка; 6,16 — втулки; 7 — труба; 9,14,18 — каналы для газовой смеси; 10 — корпус плазмотрона; 11,19,22,24,25 — воздушные каналы; 12 — катод; 13 — анда; 15 — выходное сопло; 17 — термоэмиссионная вставка; 20 — катододержатель; 21 — трубка; 23 — диск; 26 — контакт; 27 — изолятор электроподводящего кабеля

В электродуговую камеру воздух поступает из внутренней полости изолятора 2 через отверстия 24, трубку 21 и отверстия 19 и 11. Часть воздуха проходит через отверстия 22 и идет на смешение с газообразным топливом в полости трубы 7. Образовавшаяся смесь газа и воздуха через каналы 9 и 18 в корпусе плазмотрона 10

каналы 14 в анде 13 направляется в выходное сопло 15, где имеет место плазмохимические превращения.
(Основные характеристики плазмохимических систем приведены в табл.5.1).

Таблица 5.1. Технические характеристики систем СПХИ

Показатель	СПХИ-1	СПХИ-1.1
Давление, МПа: газа	0,02...0,03 0,06...0,08	0,02...0,03 0,06...0,08
Рабочий ток дуги, А	7...8	6,0...7,5
Рабочее напряжение на дуге, В	180...220	200...260
Масса, кг:		
блока питания	60	35
ПХР	3	2

Для ряда горелочных устройств котельной техники характерно более низкое значение давления топки. Чтобы обеспечить работу системы СПХИ в диапазоне давлений топлива от 0,3 до 1,0 кПа, было разработано специальное плазмохимическое каталитно-защитное устройство, схема которого показана на рис.5.5.

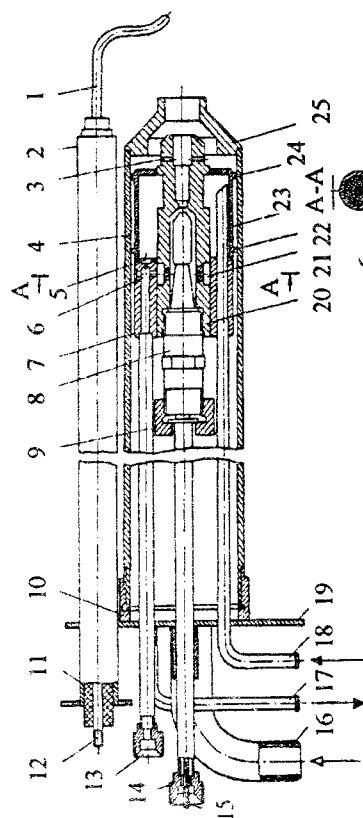


Рис.5.5. Схема плазмохимического запально-защитного устройства:

1 — датчик наличия пламени; 2,4 — корпуса датчика и запальника; 3,5 — отверстия для подвода газа и воздуха; 6 — канал подвода плазмобразующего воздуха; 7 — втулка; 8 — свеча; 9 — накидная гайка электроконтактного устройства; 10 — гайка; 11 — направляющая втулка; 12 — клемма датчика; 13 — штуцер подвода воздуха; 14 — штуцер электроконтактного устройства; 15 — высоковольтный провод; 16 — патрубок подвода газа; 17,18 — трубки отвода и подвода воды; 19 — фланец; 20 — корпус; 21 — кольцевая полость; 22,24 — центрующие буртики; 23 — кожух водонепроницаемый; 25 — выходное сопло

Особенностью конструкции является наличие ионизационного датчика контроля горящего факела.

Активация процессов горения жидких топлив в толках при генераторах и снижении выбросов токсичных компонентов, таких как оксидов углерода и азота, осуществляется по разработанной плазмохимической горелке (рис.5.6). Она представляет собой устройство генерирования воздушной плазменной струи, совмещенное с топливноподающим узлом. Горелка состоит из корпуса 7, лопатки 14, топливного 10 и воздушного 13 сопел. Герметизация топливной и воздушной полостей обеспечивается раздаточной 9 и прижимной 11 втулками, гайкой 12, а также соответствующими прокладками. Катодный узел состоит из катода 15, изоляторов 8,18, электроконтакта 16 и пружины 17. Электрическое питание от ионоточника подводится по проводу 19, проходящему внутри трубки 20 со штуцером 22. Герметичность катодного узла обеспечивается медной прокладкой между корпусами 6 и 7 и уплотнением 5. Трубки 1,2,3 припаяны к башмаку 20 и к корпусу 7. Отверстия в стенке корпуса служат для подвода воздуха и топлива. Закрутка плазмы образующего воздуха осуществляется за счет тангенциальных отверстий в катоде 15. Жидкое топливо закручивается в тангенциальных пазах, выполненных в установочном бурте анода 14, а распыливающий воздух — в тангенциальных пазах бурта топливного сопла 10.

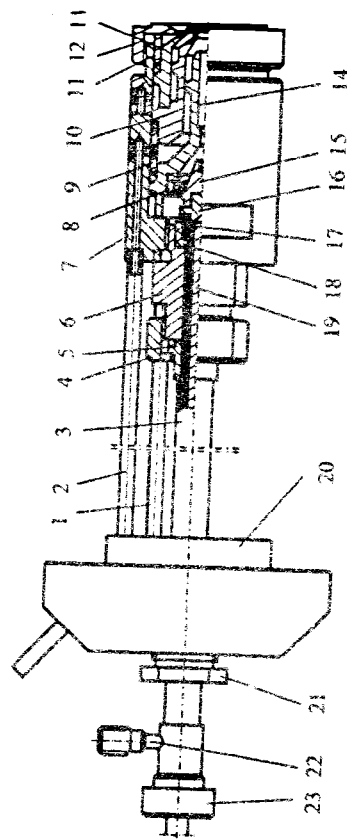
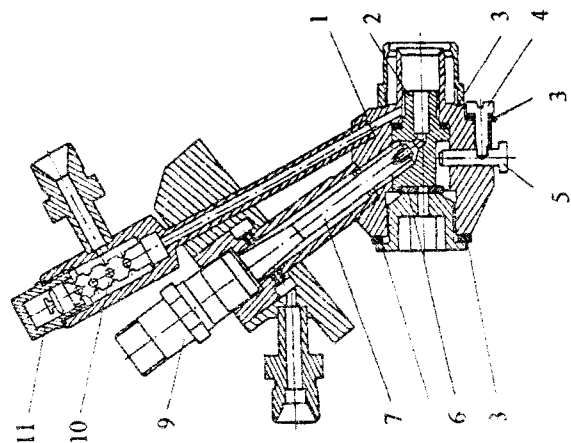


Рис.5.6. Плазмохимическая горелка:

1,2 — трубка подвода распыливающего воздуха и топлива; 3 — трубка электроконтактного устройства; 4,12 — гайки; 5 — штуцер; 6,7 — корпус электроконтактного устройства и горелки; 8,18 — изоляторы; 9,11,21 — втулки раздаточная, прижимная и резьбовая; 10,13 — сопла топливное и воздушное; 14 — анод; 15 — катод; 16 — контакт; 17 — пружина; 19 — провод; 20 — башмак; 22,23 — штуцера подвода плазмообразующего воздуха и электропитания

Плазмохимический элемент (рис.5.7) предназначен для обеспечения работы газотурбинной камеры сгорания на всех эксплуатационных режимах. Топливоподача происходит по принципу форсунок с предварительным образованием топливной пленки. Элемент состоит из корпуса 1, в котором установлены топливораспыливающий и электродные узлы.



Воздушный узел 9 состоит из анода 8 с эмиссионной плавкой из гафния ГФИ-1 и расположен под углом 63° к оси анода 2, который выполнен из отражаемого топлива. На внешней поверхности анода имеются тангенциальные каналы подачи топлива и распылительную поверхность. Герметичность полости обеспечивается медной уплотнительной прокладкой 11 и прижимной втулкой 7, а жесткость катода и электродного канала — фиксатором 5 и контрольным винтом 4. В ПХЭ выполнены каналы подачи топлива на всех режимах работы двигателя и плазменный канал, обеспечивающий подвод воздушной плазмы на режимах запуска и малых нагрузок, когда из-за низкого качества распыливания и значительного переобеднения смеси работа обычной камеры с азационным смесеобразованием недостаточна эффективна.

При запуске первоначально подается плазмообразующий воздух с избыточным давлением $0,03...0,10$ МПа и осуществляется иницирование электрической дуги высоковольтным пробоем межэлектродного зазора. После генерирования воздушной плазмы в ПХЭ поступает топливо в количестве, необходимом для запуска двигателя. При истечении через тангенциальные каналы оно жесктурируется плазменной струей и взаимодействует с ней. При этом плазменная струя, обладая значительной кинетической энергией, выполняет и функцию распыливающего агента. С увеличением

режима двигателя возрастает расход циклового распыливающего воздуха через отверстия в колпачке корпуса элемента и топливо через завихритель фронтального устройства. Оба потока топлива распыливаются в часть топлива, которая не эжектируется основной струей. После отключения плазменного генератора ПХГ ботает как обычная аэрационная топливная форсунка.

Основные характеристики плазмохимической системы с циклонным смесеобразованием приведены в табл. 5.2.

Таблица 5.2. Технические характеристики

Показатель	Значение
Расход воздуха через ПХГ, г/с	0,3...1,0
Расход жидкого топлива через ПХГ, кг/ч	0,7...3,5
Рабочий ток дуги, А	2,8...3,5
Рабочее напряжение на дуге, В	250...300
Масса, кг:	
блока питания	65
ПХГ	0,8

Для улучшения качества распыливания топлив в топочных устройствах различных типов разработана схема плазменно-топливно-воздушной форсунки, которая показана на рис. 5.8. Воздух B_1 и топливо T_1 через каналы 2 и 5, 6 поступают в полость втулки 14 при этом закрученный воздух нагревается до плазменных температур при взаимодействии с электрической дугой, горящей между катодом 16 и втулкой 14. В полости последней воздушная плита

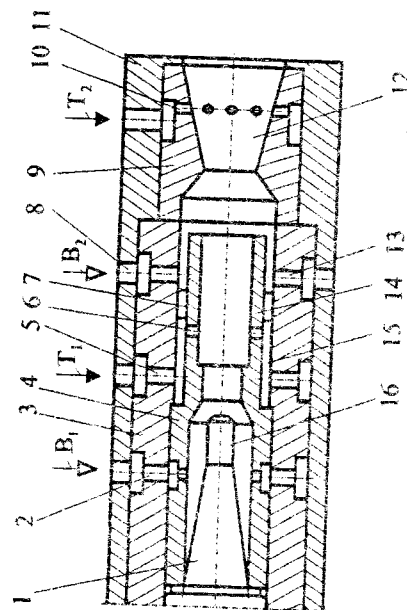


Рис. 5.8. Схема плазменно-топливно-воздушной форсунки:

1 — изолятор; 2, 5, 6, 8, 10, 13 — каналы; 3 — патрубок; 4 — анод; 7 — завихритель; 9 — сопло; 11 — корпус; 12 — камера смесения; 14 — втулка; 15 — зазор; 16 — заток

и углеводородное топливо перемешиваются. Далее топливовоздушная смесь истекает в сопло Лавы 9, при этом часть топлива, проходя по кольцевому зазору 15 через шнековый завихритель 7, попадает втулку 14 и смешивается с основной струей распылителя на ее выходе. Высокотемпературная смесь эжектирует из атмосферы вторичный воздух B_2 через каналы 8 и 13. В сопле 9 происходит перемешивание вторичного воздуха с высокотемпературной топливовоздушной струей, причем обеспечиваются интенсивное и распыливание основного топлива T_2 , поступающего в диаметр 12 через каналы 10. Благодаря вводу части топлива в втулку 14 и эжектирования вторичного воздуха поддерживаются высокая скорость и температура распыливающей струи при необходимой мощности плазменного генератора.

В результате проведенных научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ с 1988 г. в Украинском государственном морском техническом университете начат серийный выпуск систем плазменного воспламенения типа СПВ и СПВИ: СПВ-1, СПВ-1-1, СПВ-1-2, СПВ-1-7, СПВ-1-8, СПВ-1-9, СПВ-1-13, СПВ-1-14, СПВИ-1, СПВИ-1К, СПВИ-1-1К, СПВИ-1-2К, СПВИ-2-4 — для газотурбинных двигателей и котлоагрегатов различных типов [42].

Системы состоят из плазменного воспламенителя, устанавливаемого вместо электроискровой свечи зажигания, и блока электропитания. Плазменный воспламенитель генерирует плазменный факел со среднемаховой температурой до 4000 К, длиной 20...50 мм и диаметром 5...10 мм, который используется для воспламенения различных углеводородных топлив. Режим работы таких систем повторно-кратковременный, с циклами, перерыв между которыми от 1 до 2 часов. Цикл работы может состоять из пяти включений продолжительностью до 60 секунд каждое с перерывами между включениями не менее 3 минут. Ресурс до списания воспламенителя не менее 1500 включений, назначенный срок службы 10 лет. Электропитание осуществляется от промышленной сети напряжением 3~50 Гц, 380 В. Общий вид некоторых СПВ и примеры конструктивного выполнения плазменных воспламенителей представлены на рис. 5.9 и 5.10. Основные характеристики систем приведены в табл. 5.3.

В зависимости от давления и расхода плазмообразующего воздуха используются два типа воспламенителей: турбулентные (ВПТ) и ламинарные (ВПЛ), отличающиеся формой проточной части анода. Для первого типа воспламенителей характерна подача плазмообразующего воздуха от специальной системы, обеспечивающей

его очистку и влагоотделение, а для второго — работа на циклическом воздухе двигателя.

В ранних конструкциях плазменных воспламенителей ВПТ-1, ВПТ-2, ВПТ-3 в качестве катододержателя использовался электроискровые свечи зажигания типа СД-55 АНМ, в дальнейшем

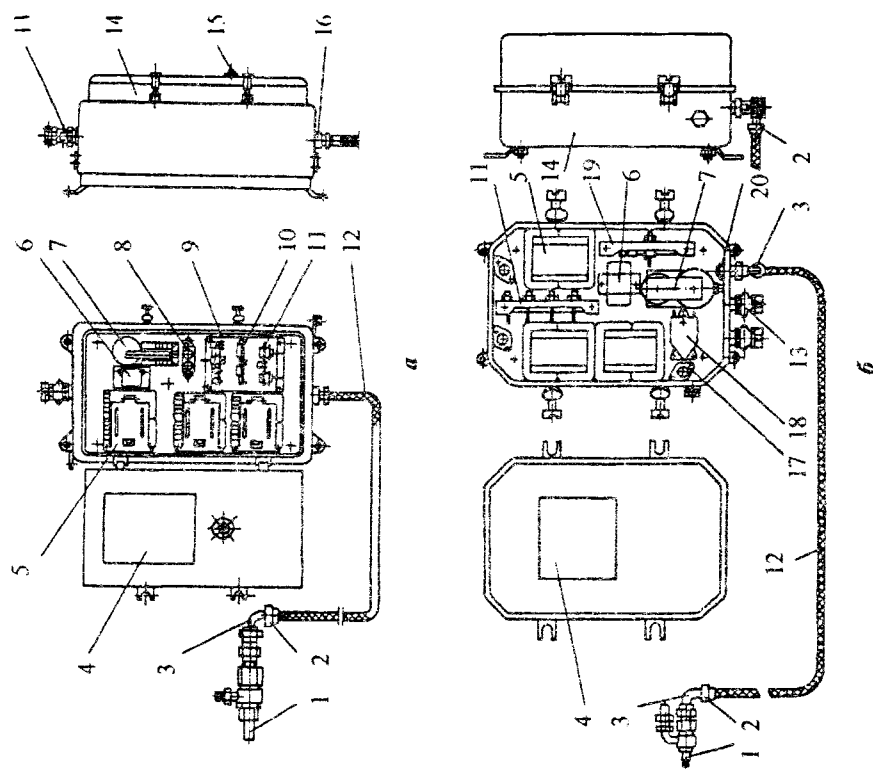


Рис.5.9. Общий вид систем плазменного возбуждения СВЧ-1 (а) и СВЧ-1-9 (б):

1 — пламенный воспламенитель; 2 — накладная гайка; 3 — экраняющий угольник; 4 — схема электрическая блока питания; 5, 8, 17 — конденсаторы; 7 — высоковольтный трансформатор; 9, 10, 11 — платы блока индикации, осциллятора и модульного выпрямителя; 12 — высокоомный провод; 13 — разъем; 14 — блок питания; 15 — световой индикатор; 16 — сальник; 18 — реле; 19 — плата осциллятора и защиты; 20 — высоковольтный разъем

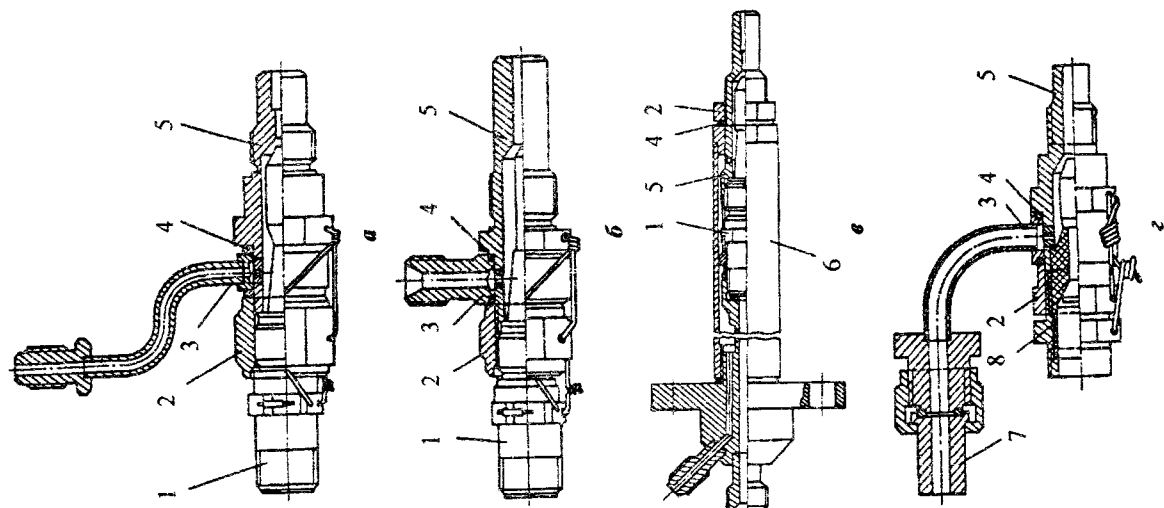


Рис. 5.10. Плазменные воспламенители ВПГ-1 (а), ВПЛ-1 (б), ВПГ-3 (в) и ВПЛ-8 (г);

1 — свеча с катодом; 2 — гайка; 3 — штуцер накидной; 4 — прокладка; 5 — анод;
6 — корпус; 7 — шпилька; 8 — изолятор с катодом

ном в воспламенителях ВПЛ-4, ВПЛ-5, ВПЛ-7-1, ВПЛ-8, ВПЛ-12 и были заменены на керамические изоляторы.

Системы типа СПВИ состоят из газовоздушного или плазмоздущего воспламенителей и импульсного блока питания. Воспла-
жающийся факел длиной 200...1000 мм, диаметром 50...80 мм и
температурой до 1800...2000 К истекает со скоростью до 80 м/с и
обеспечивает надежное воспламенение основной топливоздуш-
ной смеси во всем пусковом диапазоне двигателя по оборотам ком-
прессора (например, для агрегата ГТН-25 до 1200...1300 об/мин).
Искропитание осуществляется от сети переменного тока 50 Гц,
напряжением 220 В, потребляемая мощность не более 50...100 Вт.
Режим работы - повторно-кратковременный, максимальная про-
должительность одного включения от 60 с до 10...15 мин, масса
блока питания не более 10 кг. Ресурс до списания воспламенителя
500 включений, назначенный срок службы 10 лет. Системы типа
СПВИ-К, являющиеся модификациями систем СПВИ, предназна-
чены для воспламенения топлива в котельных топках и дополни-
тельно снабжены системой контроля факела.

5.2. Эффективность газотурбинных камер сгорания с системами плазмохимической интенсификации

Создание систем плазмохимической интенсификации горения
кидких углеводородных топлив в ГТД требует сравнительной
оценки эффективности устройств, служащих для подвода хими-
чески активных продуктов в зоны подготовки и сжигания основ-
ной топливоздушной смеси в объеме топочного устройства.

Подача реакционно активных частиц в камеру сгорания судо-
вого ГТД должна обеспечивать быстрое заполнение зоны обрат-
ных токов и качественное их перемешивание с воздухом и топли-
вом, подаваемым в зону первичного смешения, при усло-
вии минимального распространения факела плазмохимических
продуктов в осевом направлении вдоль стенок жаровой трубы.
Более предпочтительна подача продуктов плазмохимических ре-
акций в районе фронтального устройства жаровой трубы, формиру-
ющего начальные этапы топливораспыливания, смешивания
и горения. Однако это требует модификации головной части ка-
меры сгорания и неприемлемо для уже эксплуатируемых ГТД. В
этом случае одним из возможных вариантов повышения топлив-
ной экономичности судовых ГТД на режимах частичных нагру-
зок, снижения выбросов несгоревших углеводородов и дыма яв-

Таблица 5.3. Основные параметры систем плазмозменения топлива типа СПВ

Тип системы	Воспламе- нители	Перепад давления воздуха, МПа	Расход воздуха, т/с	Ток дуги, А	Напряжение на дуге, В	Масса системы, кг, не более
СПВ-1	ВПТ-1	(2...6)·10 ⁻²	0,30...0,60	6,0±1,0	170...240	20,2
	ВПТ-2	(2...6)·10 ⁻²	0,30...0,60	5,0±0,5	180...240	20,1
	ВПТ-3	(2...6)·10 ⁻²	0,35...0,50	7,0±1,0	170...240	18,2
	ВПТ-4	(2...6)·10 ⁻²	0,30...0,60	6,0±1,0	170...240	18,1
СПВ-1-2	ВПТ-1	(3...10)·10 ⁻⁴	0,05...0,20	4,5±1,2	150...250	18,6
	ВПТ-7-1	(4...12)·10 ⁻⁴	0,07...0,15	5,0±1,0	150...250	21,5
	ВПТ-5	(1...6)·10 ⁻²	0,10...0,50	5,0±1,0	150...250	20,5
	ВПТ-8	(3...8)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,0±1,0	150...250	18,9
СПВ-1-9	ВПТ-4	(1...6)·10 ⁻²	0,10...0,50	5,0±1,0	150...250	18,9
	ВПТ-7-1	(4...12)·10 ⁻⁴	0,07...0,15	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-8	(3...8)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,0±1,0	150...250	20,4
	ВПТ-12	(2...10)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,5±1,0	100...200	19,2
СПВ-1-13	ВПТ-8	(3...8)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-7-1	(4...12)·10 ⁻⁴	0,07...0,15	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-4	(1...6)·10 ⁻²	0,10...0,50	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-12	(2...10)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,5±1,0	100...200	19,0
СПВ-1-14	ВПТ-8	(3...8)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-7-1	(4...12)·10 ⁻⁴	0,07...0,15	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-4	(1...6)·10 ⁻²	0,10...0,50	5,0±1,0	150...250	19,4
	ВПТ-12	(2...10)·10 ⁻⁴	0,05...0,15	5,5±1,0	100...200	19,0

ляется подача плазмохимических продуктов в зону горения в радиусе расположения серийных пусковых блоков.

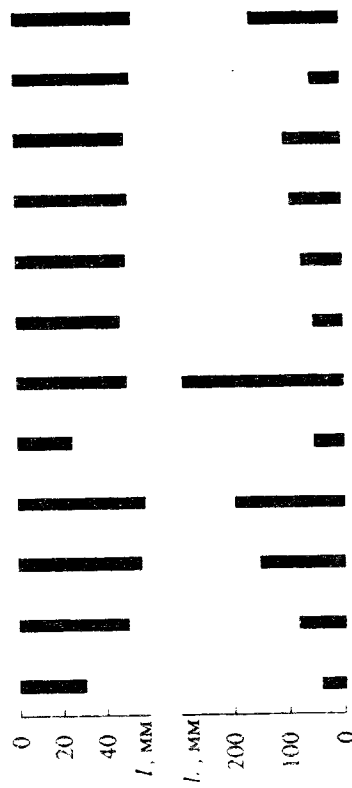
В качестве объекта исследований выбран жаровая труба диаметром 150 мм судового турбогенератора ГТГ-100К, снабженная специальным координатным измерительным устройством. Измерения проводились на топливе ДЛ (ГОСТ 305-82), температура которого 310 К, температура воздуха 293 К. При проведении экспериментов испытаний пусковой блок и плазмохимический реактор устанавливались на расстоянии 150 мм от торца топливной форсунки перпендикулярно направлению основного потока в жаровой трубе.

Методика экспериментов предусматривала исследование эффективности процессов образования и распространения факела пускового топлива серийного блока с электроискровой свечой зажигания, пускового топлива блока с плазмотроном, работающим на цикловом воздухе и охлаждаемым при длительных испытаниях водой; плазмохимических продуктов, истекающих из ПХР с охлаждением электродов топливом.

На однокорпусном отсеке проведены визуальные наблюдения распространения факела топлива пускового блока в объеме зоны горения, в ходе которых установлено следующее. Факел продуктов из пускового блока проникает в зону горения на некотором расстоянии l , затем разделяется на два потока, один из которых под действием тангенциальной составляющей скорости в жаровой трубе распространяется в окружном направлении, а второй под действием осевой составляющей скорости — в осевом (длина L). Поток в окружном направлении вовлекается в зону обратных токов, а осевой поток размывается воздухом, подаваемым в жаровую трубу, и смещается к ее стенкам. При малых перепадах давления в отверстиях пускового блока $\Delta p_{ст}$ горение в этом осевом факеле сохраняется на большом расстоянии и может вызывать повреждение лопаток турбины.

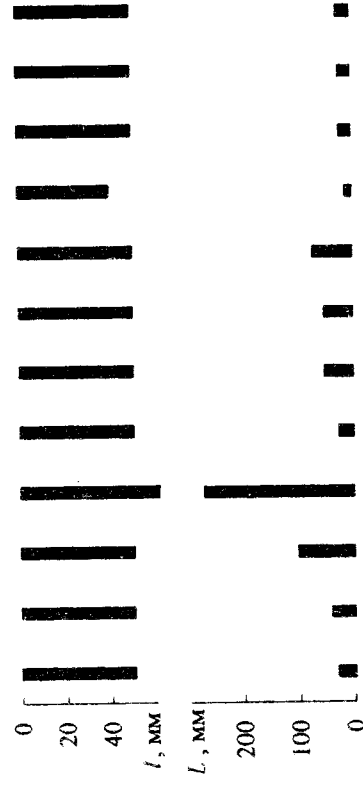
Результаты визуальных наблюдений распространения факела пускового топлива серийного пускового блока (ток дуги $I = 0$) и пускового блока, содержащего плазмотрон (ток дуги $I = 6$ А) при различных значениях перепада давления воздуха $\Delta p_{ст}$ и давления топлива перед пусковой форсункой p_r , приведены на рис. 5.11, а. Круговая диаграмма иллюстрирует распространение факела в окружном направлении, а линейные графики показывают глубину проникновения продуктов по радиусу жаровой трубы l и длину факела вдоль оси камеры L .

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1000						2000					
p_r , МПа	0,05	0,05	0,20	0,20	0,40	0,40	0,10	0,10	0,20	0,40	0,40
I , А	0	6	0	6	0	6	0	6	0	6	0



a

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
500				1000				2000			
p_r , МПа	0,015	0,015	0,20	0,45	0,015	0,05	0,20	0,45	0,015	0,05	0,20
I , А	0	6	0	6	0	6	0	6	0	6	0



b

рис. 5.11. Распространение факела плазмохимических продуктов в головной части камеры сгорания ГТГ-100К с пусковым блоком (a) и ПХР (b)

При $\Delta p_{ст} \leq 500$ Па и давлении топлива $p_t = 0,2...0,4$ МПа факел имел ярко-оранжевый цвет и распространялся преимущественно в осевом направлении, достигая на некоторых режимах длины $L = 350...500$ мм. С увеличением $\Delta p_{ст}$ до 1000 Па интенсивность выгорания и характер распространения факела в головной части жаровой трубы изменялись: увеличивалась длина факела в осевом направлении и сокращалась осевая его длина. При включении плазменного генератора (позиции 1 и 2) в результате увеличения степени реагирования топлива в пусковом блоке под действием высокотемпературной плазменной воздушной струи глубина проникновения факела l в радиальном направлении повысилась от 30 до 50 мм. Одновременно его длина L по оси камеры возросла от 40 до 75 мм, и факелом стал охвачен весь первый квадрант (перечного сечения жаровой трубы, находящийся за местом расположения пускового блока в направлении вращения потока).

При дальнейшем увеличении давления топливоподачи ритмы факела увеличиваются, а начиная со значений $p_t = 0,3$ МПа уменьшаются, если пусковой блок работает с выключенным плазменным генератором, и продолжают возрастать, если генератор включен. При $p_t = 0,4$ МПа (позиции 5 и 6) включение плазменного генератора, повышая степень реагирования, вызывает распространение факела во всем сечении жаровой трубы и одновременно увеличивает длину его осевой части до 280 мм. При $\Delta p_{ст} = 2000$ Па факел приобретает голубой цвет, несколько уменьшается глубина его проникновения и длина осевой части (позиции 7-12).

Структура факела ПХР ($I = 6$ А), показанная на рис. 5.11, б, отличается от факела пускового топлива со свечой зажигания и плазменным генератором короткой осевой частью и более полным заполнением сечения жаровой трубы. Например, при $\Delta p_{ст} = 1000$ Па половина сечения жаровой трубы заполняется факелом продуктов ПХР при давлении топлива 0,05 МПа (позиция 6), тогда как такое же заполнение сечения факелом из серийного пускового блока происходит при $p_t = 0,2$ МПа (рис. 5.11, а, поз. 4). Длина осевой части факела реактора даже при давлениях топлива 0,20...0,45 МПа не превышает 100 мм, что в несколько раз меньше, чем у факела пускового блока (с плазменным генератором и без него). В целом форма и размеры факела продуктов ПХР более стабильны и в меньшей степени зависят от режимных параметров и структуры потока в головной части жаровой трубы. Следует отметить, что про-

дукты ПХР более интенсивно проникают в зону обратных токов, в результате чего повышается устойчивость и эффективность процесса горения основного топлива. Это подтверждается результатами исследований полноты сгорания продуктов, генерируемых ПХР и пусковым блоком, в камере сгорания.

По данным рис. 5.12 видно, что при работе серийного пускового блока с выключенным плазматроном полнота сгорания пускового топлива η не превышает значений 0,22; 0,3 и 0,4 при $\Delta p_{ст} = 500$, 1000 и 2000 Па соответственно. Включение ламинарного плазматрона повышает полноту сгорания пускового топлива на 10...20 %, наибольший эффект наблюдается при $\Delta p_{ст} = 500$ Па. Топливо, подаваемое в камеру с помощью ПХР, несмотря на меньшую по сравнению с серийным пусковым блоком степень его реагирования $\bar{G}$, сгорает с коэффициентом полноты сгорания 0,70...0,84 при $i_{гор} = 0,4$ г/с и $\Delta p_{ст} = 500$ Па (рис. 5.13). В целом эффективность использования топлива, подаваемого в ПХР, примерно в 2 раза выше, чем в пусковом блоке.

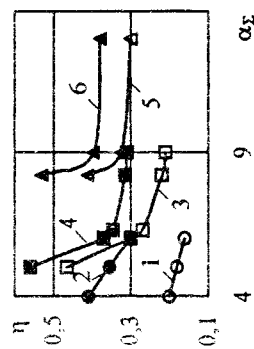


Рис. 5.12. Полнота сгорания топлива из пускового блока с ламинарным плазматроном:

1 - $\Delta p_{ст} = 500$ Па; $I = 0$ А; 2 - 500 Па; 6 А; 3 - 1000 Па; 0 А; 4 - 1000 Па; 6 А; 5 - 2000 Па; 0 А; 6 - 2000 Па; 6 А

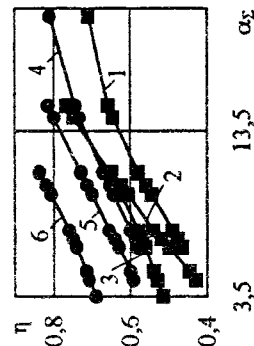


Рис. 5.13. Полнота сгорания топлива в ПХР:

1 - $\Delta p_{ст} = 2000$ Па; $G_{тп} = 0,4$ г/с; 2 - 1000 Па; 0,4 г/с; 3 - 500 Па; 0,4 г/с; 4 - 2000 Па; 1,15 г/с; 5 - 1000 Па; 1,15 г/с; 6 - 500 Па; 1,15 г/с

Характер зависимостей, приведенных на рис. 5.12 и 5.13, объясняется особенностями распространения продуктов ПХР и факела пускового блока. Так как плазмохимический реактор обеспечивает подачу большей части продуктов в окружающем направлении к центру камеры, то полнота сгорания топлива вследствие улучшения процессов смешивания возрастает по мере увеличения коэффициента избытка воздуха в камере $\alpha_Σ$. С ростом кинетиче-

ской энергии потока плазмохимических продуктов путем уменьшения расхода плазмообразующего воздуха и силы тока, а также выбора оптимального отношения $G_{\text{пл}}/G_T$ коэффициент подачи сгорания топлива также повышается. Например, изменение η от 0,4 до 1,15 г/с приводит к увеличению η на 5...20 %.

При сжигании остаточных топлив в камерах сгорания Γ необходимо обеспечить требуемый температурный уровень в проточной зоне камеры при наиболее благоприятном с точки зрения экологии составе горючей смеси. Иницирование сжигания остаточных топлив может быть достигнуто использованием ПХР с точной схемы с водяным охлаждением анодного участка контрафазирования электрической дуги. Выбор такой схемы обусловлен оптимально большой силой рабочего тока, требующей интенсификации охлаждения участков тепловыделения, и стремлением предотвратить нагарообразование на элементах проточных частей реактора.

Принципиальная схема ПХР для работы на остаточном топливе приведена на рис. 5.14. Реактор состоит из следующих основных элементов: корпуса плазменного генератора 1, втулки 2, корпуса реактора 5, сопла 8 и катодного узла, включающего в себя свечу 13 и катод 11. Корпус 1 имеет три тангенциальных отверстия 12 диаметром 1 мм для закрутки плазмообразующего воздуха.

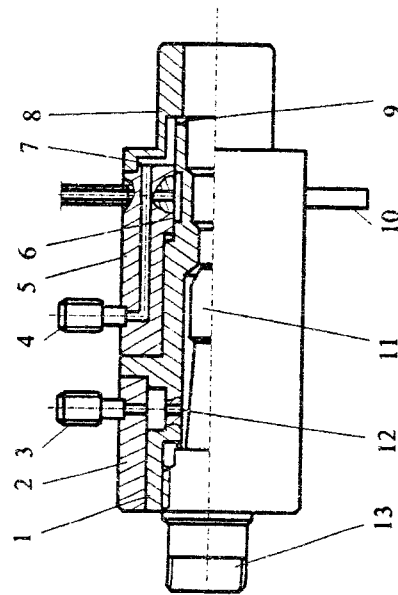


Рис. 5.14. Схема плазмохимического реактора:

1, 5 - корпус плазмотрона и реактора; 2 - втулка; 3, 4 - штуцера плазмообразующего воздуха и топлива; 6 - полость охлаждения; 7 - топливная полость; 8 - выходное сопло; 9 - топливный канал; 10 - трубка водяного охлаждения; 11 - катод; 12 - тангенциальные отверстия; 13 - свеча СД-55 АНМ

на и полость водяного охлаждения 6. Топливо проходит через продольное сверление в корпусе в полость 7 и, охлаждая анод плазмотрона, поступает в четыре топливных канала 1x1 мм, откуда инжектируется плазменной струей в зону реагирования.

Химическая активность продуктов плазмохимического реагирования определяется не только высокими концентрациями радикалов Н, ОН, О, СН₃, СН, но и стабильными продуктами Н₂ и СО, которые также инициируют горение основной топливовоздушной смеси путем повышения температуры и концентрации активных центров в предпламенной зоне. В табл. 5.4 приведен состав продуктов плазмохимического реагирования дизельного ДЛ и моторного топлива ДТ с воздушной плазмой, полученный хроматографическим методом анализа газовых проб, отбираемых на расстоянии 50 мм от среза сопла ПХР.

Таблица 5.4. Состав продуктов плазмохимического реагирования

Топливо	Компонентный состав продуктов ПХР, % об.						
	H ₂	CO	CH ₄	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆	C ₃ H ₈	C ₄ H ₁₀
Дизельное	6,8	8,9	1,8	2,4	0,6	0,7	1,1
Моторное	10,3	9,7	1,7	0,3	1,3	0,8	0,9

Известно, что при сжигании остаточных топлив на элементах проточных частей камеры сгорания и турбин образуются различного рода углеродистые отложения, являющиеся одной из причин снижения долговечности, надежности и экономичности работы судовых двигателей. С целью исследования влияния продуктов плазмохимического реактора на интенсивность нагарообразования в судовых газотурбинной камере при сжигании остаточных топлив проведена серия экспериментов на моторном топливе ДТ и флотском мазуте Ф5. Перед каждым опытом стенки жаровой трубы механическим способом очищались от нагара и протирались растворителями 646, 647.

Оценка нагарообразования осуществлялась методом ППЮ с использованием показателя "нагарное число" (НЧ), представляющего собой процентное отношение веса нагара, полученного в ходе испытаний, к весу нагара при эталонном испытании. В качестве эталонного (НЧ = 100 %) принимался вес нагара, полученного в результате испытаний камеры на смеси дизельного и моторного топлив в соотношении 1:3 при отключенной системе плазмохимической интенсификации.

Испытания проводились на трех режимах по коэффициенту избытка воздуха в камере сгорания α и его температуре перед од-

тока 0,56 г/с, расход топлива ДЛ через реактор 0,14 г/с. Включение ПХР приводит к увеличению температуры газа в выходном сечении на 5...20 градусов, что свидетельствует об увеличении коэффициента полноты сгорания основного топлива. Наибольшее влияние продукты реактора оказывают на горение бедных смесей.

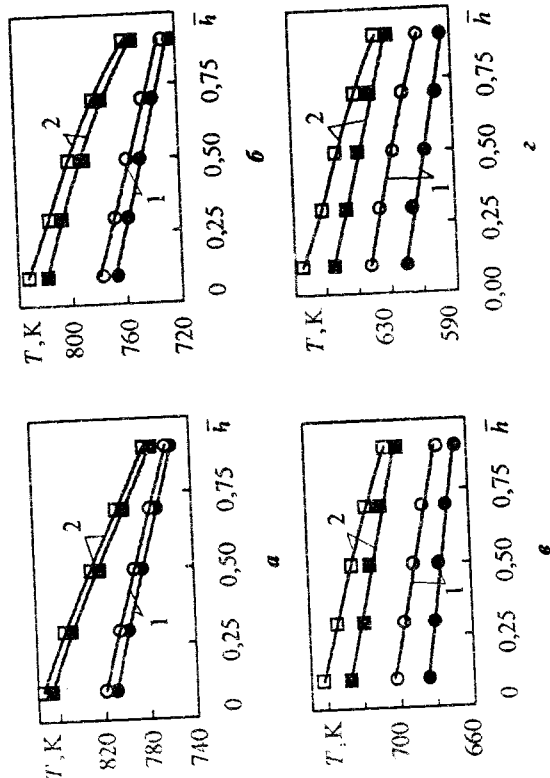


Рис.5.16. Температуры газа в выходном сечении модельной камеры:

а - $\alpha = 5,39$; б - $5,71$; в - $6,71$; г - $8,62$;

1,2 - радиальные сечения;

●, ○ - плазматрон включен; □, ○ - плазматрон выключен

Увеличение коэффициента избытка воздуха в реакторе α_p от 0,24 до 0,6 сопровождается снижением прироста температуры газа в выходном сечении на 30...50 % (рис.5.17,а), а возрастание силы тока плазматрона от 8 до 16 А вызывает небольшой рост подогрева рабочего тела ΔT в камере (рис.5.17,б) при следующих условиях: $\alpha = 6,94$, $T_n = 513 K$, $G_{пл} = 0,49 г/с$.

На рис.5.18,а-г представлены зависимости прироста температуры газа по высоте выходного сечения камеры для четырех режимов ее работы: $\alpha = 5,39$; $5,71$; $6,71$ и $8,62$ соответственно. При этом расход воздуха через камеру сгорания составлял 0,262 кг/с, расход плазмообразующего воздуха - 0,56 г/с, расход топлива через реактор - 0,14 г/с, а расход основного топлива через форсунку

ногорелочным отсеком T_n : первый - $\alpha = 10...12$, $T_n = 333 K$, второй - $\alpha = 8,4...9,0$, $T_n = 368 K$; третий - $\alpha = 6,0...6,5$, $T_n = 383 K$. Во всех опытах топливо подогревалось до 343...348 K. Запуск камеры осуществлялся на дизельном топливе, после прогрева (в течение 3...5 минут) и перехода на тяжелое топливо камера работала на режиме 15 минут. После прекращения горения она 5...7 минут проработала на горячим (410...430 K) воздухом и демонтировалась для взвешивания нагара.

Наибольшее нагароотложение наблюдалось на стенках жаровой трубы в районе первичной зоны. На первом режиме работы преобладали асфальто-смолистые отложения, особенно при использовании мазута Ф5 без плазмохимической интенсификации. При включении ПХР (рис.5.15) количество отложений на стенках фронтального устройства значительно уменьшилось, они приобрели сажистый характер, а зона отложений максимальной толщиной сместилась к смесителю жаровой трубы. На втором и третьем режимах наблюдались преимущественно отложения сажи и кокса. Из зависимостей рисунка видно, что плазмохимическое воздействие позволяет уменьшить количество нагара на стенках жаровой трубы на 20...50 % при $\alpha = 6...7$ и на 130...200 % при $\alpha = 10...12$.

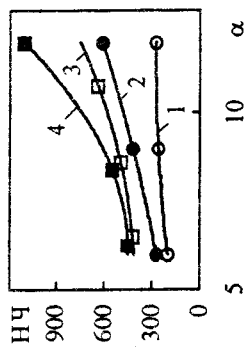


Рис.5.15. Влияние ПХР на нагарообразование в модельной камере:

■, ● - ПХР выключен; □, ○ - ПХР

включен; 1,2 - топливо ДТ; 3,4 - топливо Ф5

Температурные поля в выходном сечении жаровой трубы газотурбинной камеры сгорания с ПХР (см. рис.4.2) измерялись с выключенным или включенным плазматроном реактора при различных суммарных коэффициентах избытка воздуха в камере α и температуре воздуха перед однокорпусным отсеком T_n [42,45].

На рис.5.16 показаны профили температуры газа T по высоте $\bar{h}$ двух радиальных выходных сечений (кривые 1 и 2), отстоящих друг от друга на расстоянии 30 мм, для четырех режимов по α . Поддерживались следующие параметры: расход воздуха через жаровую трубу 0,262 кг/с, его температура перед отсеком 423 K, ток дуги плазматрона реактора 8 А, расход плазмообразующего воз-

изменялся от 3,38 до 2,0 г/с. Рассчитанные по модели гл. 2 и опытные экспериментально значения температур газа согласуются достаточно хорошо.

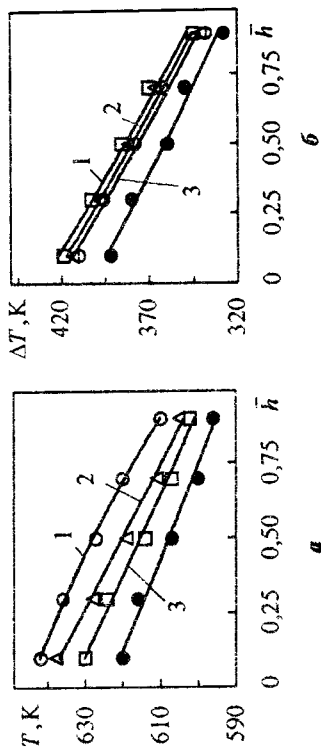


Рис. 5.17. Влияние параметров ПХР на характеристики модельной камеры:

а — влияние режима работы реактора; 1 — $\alpha_p = 0,24$; 2 — $0,36$; 3 — $0,60$; б — влияние тока дуги; 1 — $I = 16$ А; 2 — 12 А; 3 — 8 А; ● — плазмотрон выключен; □, Δ, ○ — плазмотрон включен

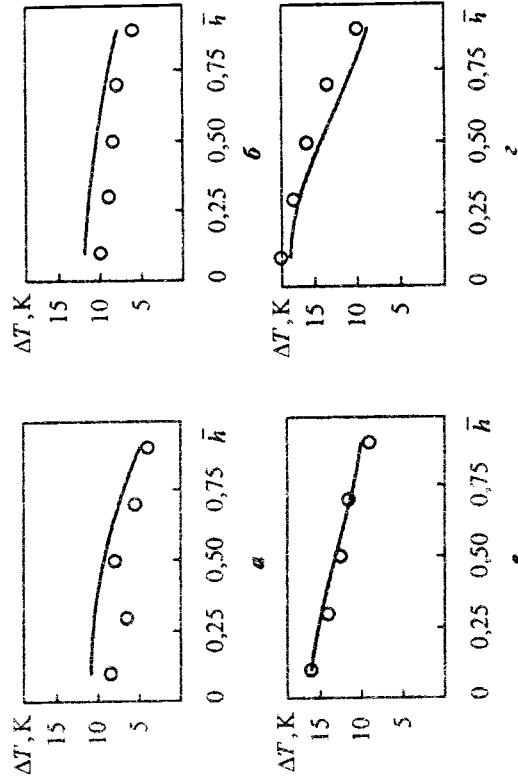


Рис. 5.18. Прирост температуры газа по высоте выходного сечения: ○ — эксперимент; — — — расчет

Зависимости средней температуры продуктов сгорания в выходном сечении камеры от коэффициента α , полученные экспериментально

и теоретически (усреднением параметров газа в 20 точках сечения) и расчетным путем, показаны на рис. 5.19. Максимальное отклонение опытных точек от расчетной кривой составляет 3,2 %.

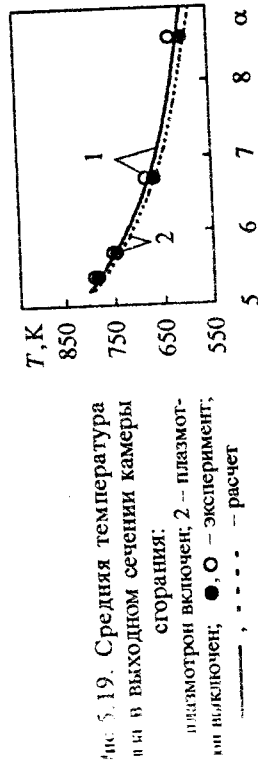


Рис. 5.19. Средняя температура газа в выходном сечении камеры: 1 — эксперимент; 2 — расчет

Зависимости индекса эмиссии оксида углерода I_{CO} в выходном сечении, представляющего собой отношение выноса токсичного компонента к секунднему суммарному расходу топлива, от параметра $\beta = G_{ПХР} / G_T$, определяемого как отношение расхода топлива через ПХР к расходу основного топлива через форсунку, показаны на рис. 5.20. Данные получены при расходе воздуха в камеру 0,3 кг/с, его температуре 514 К, расходе основного топлива 2,37 г/с, токе дуги реактора 8 А, расходе плазмообразующего воздуха 0,5 г/с. Как видно из этого рисунка, в зависимости от параметра β при включении ПХР происходит снижение индекса эмиссии оксида углерода в 1,2...1,6 раза.

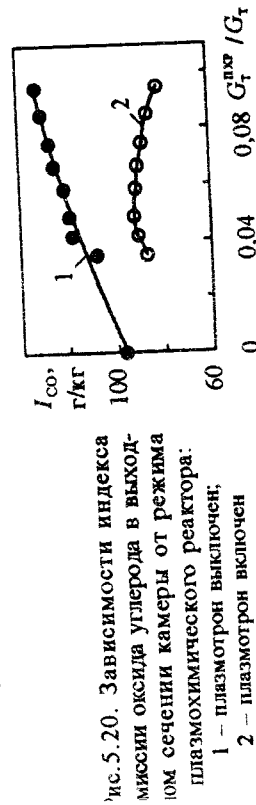


Рис. 5.20. Зависимости индекса эмиссии оксида углерода в выходном сечении камеры от режима плазмохимического реактора: 1 — плазмотрон выключен; 2 — плазмотрон включен

Отметим, что для сечений 1 и 2, расположенных со стороны тановки ПХР при $\alpha = 7,33$; $T_s = 493$ К; $G_{пл} = 0,49$ г/с; $I = 8$ А и $\beta = 0,05$ (рис. 5.21), уменьшение индекса I_{CO} достигает 50 %.

Проведенные испытания плазмохимического реактора показали значительное влияние высокотурбулентного и активного на амическом отношении факела плазмохимических продуктов на характеристики рабочего процесса судовой газотурбинной каме-

ры сгорания. Расчетная зависимость прироста коэффициента прироста сгорания $\Delta\eta$, получаемого за счет использования ПХР, от режима работы камеры приведена на рис.5.22. Здесь же предложены экспериментальные значения $\Delta\eta$. Увеличение коэффициента прироста сгорания топлива с системой плазмохимической интенсификации горения для $\alpha = 5,3...23,0$ составляет 1,8...9,6 %, причем прирост более высок в области больших коэффициентов избытка воздуха в камере. Также значительно уменьшаются механический недожог топлива и дымление даже в условиях низких температур воздуха на входе в камеру.

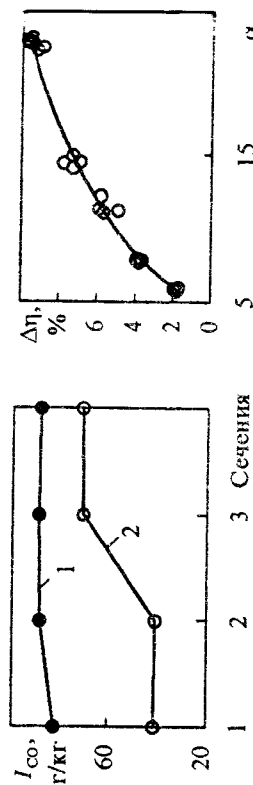


Рис.5.21. Индексы эмиссии оксида углерода в сечениях модели камеры:

1 — плазматрон выключен;
2 — плазматрон включен

Рис.5.22. Прирост коэффициента полноты сгорания при включении ПХР:

О — эксперимент; — — — расчет

Испытания пламенно-топливно-воздушной форсунки (см. рис.4.14) выполнены в диапазоне изменения скорости воздуха v от 20 до 60 м/с. В этом диапазоне сечения одногорелочного отсека v от 20 до 60 м/с. Температуры — от 313 до 514 К с фронтальным устройством надушной сгорания судового ГТД М-8Е на топливах ДЛ и ДТ. Воздушная пламенная струя истекает из сопла форсунки со средней массовой температурой 1500...2800 К, достаточной для воспламенения основного топлива. Так, надежное воспламенение топлива ДЛ имело место при скоростях воздуха до 50 м/с, а топлива ДТ до 40 м/с при токе дуги плазменного генератора 6 А и напряжении 200...220 В во всем диапазоне расходов топлива, т.е. практически от нуля до номинального значения.

С целью оценки качества работы распыливающих элементов форсунки определены границы бедного срыва факела при включенном плазменном генераторе (рис.5.23). Увеличение расхода плазмообразующего воздуха от 0,2 до 0,4 г/с несколько расширяет область устойчивой работы камеры, особенно это заметно при

низких температурах воздуха на входе в камеру. Больше влияние на устойчивость процесса горения оказывает плазмообразующий воздух. Так, возрастание его расхода от 0,4 до 1,0 г/с приводит к росту коэффициента избытка воздуха при срыве α_{cr} в 1,2...2,0 раза, в зависимости от режима работы камеры сгорания. На этом же рисунке приведена характеристика исследуемой камеры с серийной двухканальной форсункой механического распыливания при давлении воздуха в ее входе 0,4 МПа.

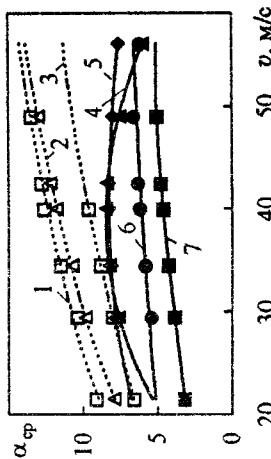


Рис.5.23. Границы бедного срыва при работе ПТВФ с выключенным плазматроном:

— — — топливо ДТ; — — — топливо ДЛ
1 — $G_{\text{топ}} = 0,9$ г/с; $G_{\text{ра}} = 0,4$ г/с; $T_g = 393$ К;
2 — $0,4$ г/с; $0,4$ г/с; 393 К; 3 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с;
333 К; 4 — $0,9$ г/с; $0,2$ г/с; 393 К; 5 — серийная форсунка; 6 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с; 393 К;
7 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с; 303 К

Включение плазменного генератора пламенно-топливно-воздушной форсунки вызывает резкое улучшение условий стабилизации, и бедного срыва не наблюдается даже на режимах с $\alpha \geq 50$.

Влияние плазменного факела на окружающую неравномерность поля температур $\delta_{TO} = (T_{\text{max}} - T_{\text{min}}) / T_{\text{cp}}$, где $T_{\text{max}}, T_{\text{min}}, T_{\text{cp}}$ — максимальная, минимальная и средняя температуры газа на фиксированном радиусе, определялось замером температур в четырех точках по окружности отсека в пяти его сечениях. Окружная неравномерность поля температур по длине камеры $l_{\text{с}}$ при включении плазменного генератора существенно уменьшается (рис.5.24) благодаря более быстрому и равномерному распределению активных центров в зоне первичного смесеобразования и горения.

В результате интенсифицирующего влияния активного факела низкотемпературной воздушной плазмы уменьшается и радиальная неравномерность температурного поля в выходном сечении газотурбинной камеры, определяемая соотношением

$$\delta_{TD} = (T_{\text{max}} - T_g) / (T_{\text{cp}} - T_g)$$

При включении плазматрона форсун-

ры сгорания. Расчетная зависимость прироста коэффициента индекса сгорания $\Delta\eta$, получаемого за счет использования ПХР, на режиме работы камеры приведена на рис.5.22. Здесь же представлены экспериментальные значения $\Delta\eta$. Увеличение коэффициента полноты сгорания топлива с системой плазмохимической инициации сгорания для $\alpha = 5,3...23,0$ составляет 1,8...9,6 %, причем прирост более высок в области больших коэффициентов инициации воздуха в камере. Также значительно уменьшаются максимальный недожог топлива и дымление даже в условиях низких температур воздуха на входе в камеру.

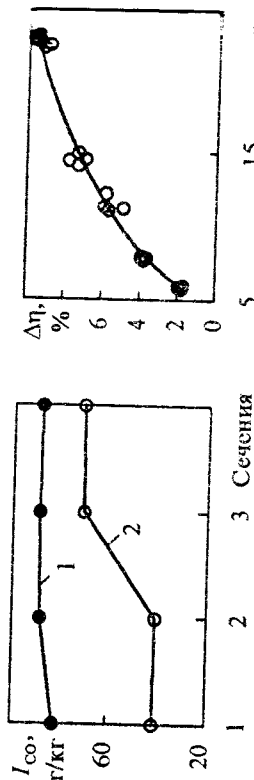


Рис.5.21. Индексы эмиссии оксида углерода в сечениях мольной камеры:

1 — плазматрон включен;
2 — плазматрон выключен

Рис.5.22. Прирост коэффициента полноты сгорания при включении ПХР:

○ — эксперимент; — — — расчет

Испытания плазменно-топливно-воздушной форсунки (см. рис.4.14) выполнены в диапазоне изменения скорости воздуха u его температуры — от 313 до 514 К с фронтальным устройством измерения сгорания судовой ГТД М-8Е на топливах ДЛ и ДТ. Воздушная плазменная струя истекает из сопла форсунки со средней массовой температурой 1500...2800 К, достаточной для воспламенения основного топлива. Так, надежное воспламенение топлива ДЛ имело место при скоростях воздуха до 50 м/с, а топлива ДТ до 40 м/с при токе дуги плазменного генератора 6 А и напряжении 200...220 В во всем диапазоне расходов топлива, т.е. практически от нуля до номинального значения.

С целью оценки качества работы распыливающих элементов форсунки определены границы бедного срыва факела при включенном плазменном генераторе (рис.5.23). Увеличение расхода плазмообразующего воздуха от 0,2 до 0,4 г/с несколько расширяет область устойчивой работы камеры, особенно это замечено при

высоких температурах воздуха на входе в камеру. Более влияние на устойчивость процесса горения оказывает плазмообразующий воздух. Так, возрастание его расхода от 0,4 до 1,0 г/с приводит к росту коэффициента инициации воздуха при срыве α_{cr} в 1,2...2,0 раза, в зависимости от режима работы камеры сгорания. На этом же рисунке приведена характеристика исследуемой камеры с серийной двухкапельной форсункой механического распыливания при давлении воздуха в ее входе 0,4 МПа.

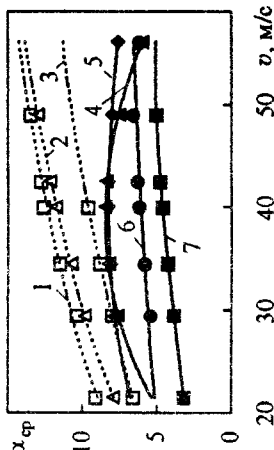


Рис.5.23. Границы бедного срыва при работе ПТВФ с выключенным плазматроном:

— — — топливо ДТ; — — — топливо ДЛ
1 — $G_{\text{топ}} = 0,9$ г/с; $G_{\text{ра}} = 0,4$ г/с; $T_g = 393$ К;
2 — $0,4$ г/с; $0,4$ г/с; 393 К; 3 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с;
333 К; 4 — $0,9$ г/с; $0,2$ г/с; 393 К; 5 — серийная форсунка; 6 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с; 393 К;
7 — $0,4$ г/с; $0,2$ г/с; 303 К

Как видно, границы бедного срыва при работе обеих форсунок на топливе ДТ (кривые 4 и 5) практически совпадают, что свидетельствует о сопоставимом качестве его распыливания.

Включение плазменного генератора плазменно-топливно-воздушной форсунки вызывает резкое улучшение условий стабилизации, и бедного срыва не наблюдается даже на режимах с $\alpha \geq 50$.

Влияние плазменного факела на окружающую неравномерность поля температур $\delta_{T0} = (T_{\text{max}} - T_{\text{min}}) / T_{\text{cp}}$, где $T_{\text{max}}, T_{\text{min}}, T_{\text{cp}}$ — максимальная, минимальная и средняя температуры газа на фиксированном радиусе, определялась замером температур в четырех точках по окружности отсека в пяти его сечениях. Окружная неравномерность поля температур по длине камеры $l_{\text{с}}$ при включении плазменного генератора существенно уменьшается (рис.5.24) благодаря более быстрому и равномерному распределению активных центров в зоне первичного смешения и горения.

В результате интенсифицирующего влияния активного факела низкотемпературной воздушной плазмы уменьшается и радиальная неравномерность температурного поля в выходном сечении газотурбинной камеры, определяемая соотношением $\delta_{TD} = (T_{\text{max}} - T_g) / (T_{\text{cp}} - T_g)$. При включении плазматрона форсун-

ки значение $\delta_{\text{то}}$ уменьшается на 4,45 % и 8,29 % для режимов $\alpha = 2,6$ и 3,9 (рис.5.25).

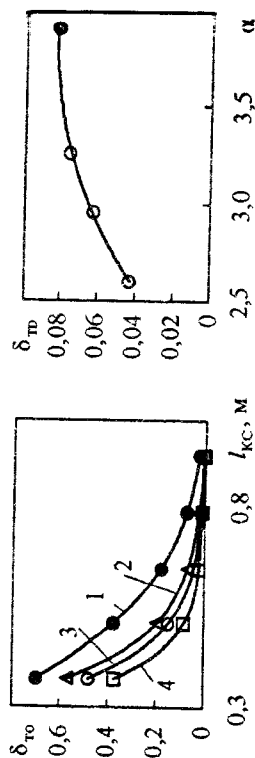
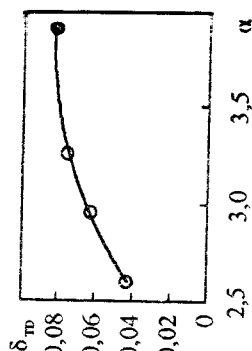


Рис.5.24. Окружная неравномерность температурного поля по длине камеры сгорания:
1 – плазматрон выключен;
2-4 – плазматрон включен ($2 - \alpha = 2,6$; $3 - 3,2$; $4 - 3,9$)

Рис.5.25. Уменьшение радиальной неравномерности температурного поля при включении плазматрона форсунки



Использование воздушной плазмы оказывает благоприятное воздействие на распределение температур газа вблизи стенок смесителя жаровой трубы, снижая их максимальные значения на 50...150 градусов в результате сокращения осевой протяженности горщего факела топлива. Представленные на рис.5.26 зависимости для коэффициентов избытка воздуха в камере 2,6 и 3,9 и толщину плазменного генератора 8...10 А отражают эту тенденцию. Уменьшение температуры стенок снижает вероятность их перегрева и коррозия, а следовательно, увеличивает ресурс работы камеры сгорания в целом.

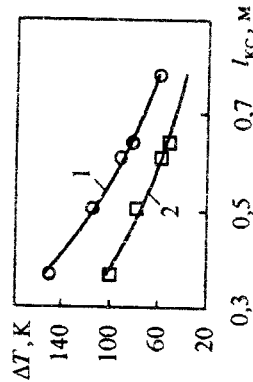


Рис.5.26. Уменьшение температуры газа в районе стенок жаровой трубы при включении плазматрона форсунки:
1 - $\alpha = 3,9$; 2 - 2,6

Отметим также, что надежное воспламенение основного топлива плазменной струей устраняет необходимость в системе пускового топлива, которая в настоящее время используется для запуска ГТД. Отсутствие дополнительного пускового топлива вы-

зывает уменьшение забросов температуры газов в момент воспламенения и повышение ресурса первого соплового аппарата турбины на 5...10 % [42].

Выполненные работы по созданию плазмохимических систем позволили после заводских испытаний на НПП "Машпроект" осуществить опытно-промышленную проверку ряда систем СПХИ на специализированной газотурбинной нагревательной установке с целью стабилизации горения жидкого топлива. Было выявлено, что разработанная система обеспечивает расширение диапазона устойчивого воспламенения и горения топлива в камере сгорания нагревательной установки в 2...3 раза, повышение устойчивости горения на переходных режимах, повышение полноты сгорания в процессе запуска, улучшение условий переборки пламени, повышение надежности работы, предотвращение погасания камеры сгорания при эксплуатации.

Проведенные там же исследования плазмохимического элемента и аэрационного фронтального устройства установили, что разработанная плазмохимическая система для камер сгорания ГТД с аэрационным смесособразователем повышает полноту сгорания топлива на режимах запуска и частичных нагрузок на 3...5 %, снижает дымление на этих режимах и обеспечивает запуск камеры сгорания продолжительностью 20 с в течение не менее 1000 циклов. Испытания показали надежную работу системы для розжига камеры сгорания при перепадах давления на жаровых трубах от 0,25 до 3,0 кПа (реальный перепад при запуске 0,25...0,50 кПа), возможность снижения давления пускового топлива от 0,30 МПа (при применении серийных пусковых блоков) до 0,05 МПа (при использовании плазмохимического реактора), что соответствует уменьшению расхода пускового топлива в 5 раз. Это уменьшает забросы температуры газа перед турбинами и благоприятно воздействует на ресурс лопаточного аппарата.

Промышленная эксплуатация систем плазменного воспламенения на газотурбинных двигателях началась с 1986 г. с 12 агрегатов ГТ-750-6М в ПО "Шебелинкагазпром" [42] и выявила высокую эффективность плазменных систем, надежность, удобство монтажа и эксплуатации, ремонтопригодность. Системы плазменного воспламенения уже находятся в промышленной эксплуатации в составе более 500 газотурбинных агрегатов типа ГТ-750-6М, ГТН-6, ГПА-6,3, ГТК-10, ГПА-10, ГТН-10, ГТН-16, ГПА-16, ГТН-25, ГПА-25 на компрессорных станциях ПО "Шебелинкагазпром", "Прикарпаттрансгаз", "Черкасытрансгаз", "Киевтрансгаз", "Тюментрансгаз", "Севергазпром", "Волготрансгаз".

Опыт промышленной эксплуатации агрегатов ГПА-10, ГПА-16, ГПА-25 производства НПП "Машпроект" и НПП "Заря", ГТН-16, ГТН-25 Свердловского турбомоторного завода показал, что системы с ламинарными плазмоторонами оказываются более предпочтительными, не требующими связи со стационарными источниками воздуха высокого давления [42]. Для них в новом диапазоне частот вращения роторов компрессоров перепада давления воздуха составляет 300...1500 Па, что обеспечивает работоспособность всех воспламеняющих агрегатов типа ВПП. На агрегатах ГТК-10, ГТНР-10, ГТ-750-6 Невского завода необходимый перепад давления воздуха при запуске (более 200 Па) может быть получен при частоте вращения не менее 500...600 об/мин, что требует простой перестройки настройки реле давления воздуха.

Экспериментальные характеристики устойчивости работы пускового блока ГТД для газоперекачивающего агрегата ГПА-10, электроискровой свечой типа СПЭ-6 и плазменной системой зажигания [30] представлены на рис. 5.27, на котором W — средняя массовая скорость газовой смеси в выходном сечении пускового блока, а l_{cp} — средняя объемная концентрация горючего

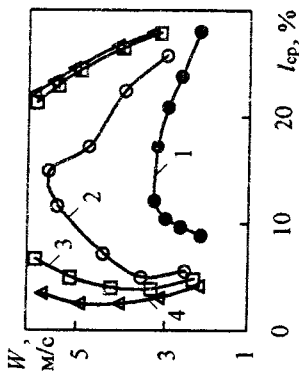


Рис. 5.27. Области устойчивой работы пускового блока агрегата ГПА-10:

1 — электроискровая свеча; 2-4 — плазменные воспламенители с расходами плазмообразующего воздуха 0,43, 0,32 и 0,18 г/с

Отметим расширение области устойчивой работы пускового блока при использовании плазменной системы по перепаду давления воздуха в 2,5 раза и по перепаду давления газа — в 1,5...2,0 раза.

5.3. Характеристики дизельных двигателей с плазменными системами

Реализуемые в современных судовых дизельных установках термодинамические циклы и способы организации воспламенения и сжигания углеводородного топлива имеют ряд недостатков, ведущих к неполному сгоранию топлива, снижению эффективности

преобразования теплоты в работу, к высокому уровню загрязнения окружающей среды. Проведенный в гл. 1 анализ методов интенсификации горения позволяет сделать вывод о том, что при сдвиге плазмохимических продуктов, содержащих значительные количества молекулярного водорода, могут быть использованы как эффективное средство повышения экономичности судовых дизелей, снижения дымности и токсичности выхлопных газов.

Для апробации способа получения водородсодержащих газов на борту судна и влияния их добавок на характеристики работы дизеля выполнены исследования плазмохимического генератора (см. рис. 4.19) совместно с двигателем 1Ч 8,5/11, работающим на дизельном топливе ДЛ [53]. Эксперименты проводились по нагрузочной характеристике дизеля на четырех режимах: холостом ходу ($N_e = 0$); $N_e = 0,3 N_{e, ном} = 1,33$ кВт; $N_e = 0,7 N_{e, ном} = 3,31$ кВт и номинальном режиме ($N_{e, ном} = 4,5$ кВт). Частота вращения коленчатого вала двигателя поддерживалась постоянной и равной 1500 об/мин. На каждом режиме работы дизеля генератор водородсодержащего газа испытывался при трех различных значениях коэффициента избытка воздуха в плазмохимическом реакторе:

$\alpha_p = 0,5$; 0,3 и 0,2. Расход плазмообразующего воздуха составлял 1,584 кг/ч, сила тока плазменного генератора 9 А. Водородсодержащий газ подавался в цилиндр дизеля через воздушный впускной тракт.

На рис. 5.28 приведены нагрузочные характеристики дизеля при различных расходах водородсодержащего газа, пересчитанного на молекулярный водород. Находящийся в продуктах плазмохимических превращений водород фактически является дополнительным топливом, подводимым в цилиндр двигателя, вследствие чего

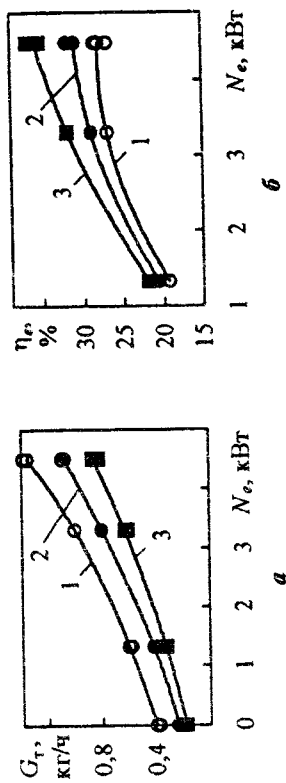


Рис. 5.28. Нагрузочные характеристики дизеля 1Ч 8,5/11: 1 — расход водорода 0 кг/ч; 2 — 0,04 кг/ч; 3 — 0,06 кг/ч

расход основного жидкого топлива G_T уменьшается (см. рис. 5.28, а). Так, при массовом расходе водорода $0,04 \text{ кг/ч}$ расход топлива на номинальном режиме снизился на $20,7\%$, а при $0,06 \text{ кг/ч}$ — на $38,4\%$.

Добавка водородосодержащего газа увеличивает экономичность двигателя (см. рис. 5.28, б): подвод водородосодержащего газа в количестве $G_{H_2} = 0,04 \text{ кг/ч}$ при $N_e = 0,7 N_{e \text{ ном}}$ приводит к увеличению КПД дизеля на $2,5\%$, а в количестве $0,06 \text{ кг/ч}$ — на $4,0...4,5\%$. Отметим, что добавка плазмохимических продуктов через впускной тракт двигателя снижает коэффициент наполнения цилиндра, в результате чего изменяются условия смесеобразования и горения.

На рис. 5.29 показаны зависимости работы двигателя от относительного количества подводимого водородосодержащего газа (в пересчете на водород). Расход основного топлива уменьшается с увеличением доли водородосодержащего газа. Наибольшее воздействие на характеристики дизеля присадки оказывают на номинальном режиме. При подаче 2% водорода от массы основного топлива на номинальном режиме расход топлива уменьшается на $0,12...0,14 \text{ кг/ч}$, а при возрастании до 4% — на $0,36...0,39 \text{ кг/ч}$. Рост относительного количества водородосодержащего газа повышает КПД двигателя, причем лучшие результаты получены для режимов $N_e > 0,5 N_{e \text{ ном}}$. Так, при подаче водорода в количестве $4,0\%$ КПД дизеля повысился на $1,5...2,0\%$, а при $6,0\%$ — на $4,0...4,3\%$. Это результаты промотигующего воздействия плазмохимических продуктов на горение основного углеводородного топлива, сокращения продолжительности процесса горения и увеличения его полноты.

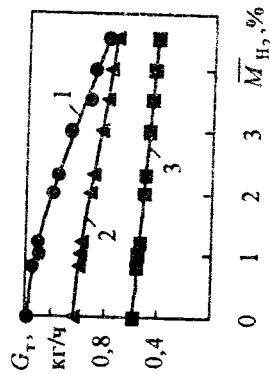


Рис. 5.29 Влияние добавок водородосодержащего газа на характеристики дизеля:

1 — $N_e = N_{e \text{ ном}}$; 2 — $0,7 N_{e \text{ ном}}$; 3 — $0,3 N_{e \text{ ном}}$.

Актуальным является изучение возможностей и способов ввода в цилиндр двигателя газообразных продуктов плазмохимической газификации топлива совместно с жидким топливом. В сод-

ястестве с кафедрой термодинамики и тепловых двигателей университета дружбы народов (г. Москва) создана опытная система, включающая в себя два функциональных блока: устройство для ввода и дозирования газообразного активатора и плазмохимического генератора химически активных продуктов.

Устройство для ввода активатора обеспечивает его подачу в линию высокого давления системы топливоподдачи дизеля и конструктивно выполнено в виде малогабаритного узла малоинерционного обратного клапана, реагирующего на волны разрежения, формирующиеся в топливоподводящем трубопроводе в момент прекращения подачи плунжером топливного насоса высокого давления.

Следует отметить, что реализуемый в предлагаемой системе метод ввода активатора в камеру сгорания совместно с топливом наиболее рационален, так как в этом случае активированные частицы сосредоточены непосредственно в зонах реагирования углеводородов. Присутствие в топливовоздушной смеси активированных частиц повышает возможность появления первых очагов воспламенения даже при более низкой термодинамической температуре заряда и, следовательно, при меньшей длительности индукционного периода. Кроме того, наличие в горючей смеси наряду с активированными частицами газообразных горючих компонентов (H_2 , CO , CN и др.) расширяет ее стехиометрический состав, что также способствует иницированию воспламенения. Другие методы ввода активатора, в том числе и через впускную систему двигателя, очевидно, окажутся менее эффективными вследствие того, что значительная часть активированного компонента будет находиться в воздушных зонах рабочего объема цилиндра, не охваченных топливным факелом (например, в пристеночных пространствах), где отсутствуют условия для устойчивого воспламенения.

Экспериментальные исследования разработанной опытной системы проводились на моторном стенде с дизелем, рабочий объем которого 624 см^3 (диаметр поршня 85 мм , ход — 110 мм). Измерялось содержание сажи в отработавших газах сажемером ЕFAW-68А фирмы "Бош" и регистрировались температура газов на выходе из цилиндра, крутящий момент, частота вращения, расход основного и газифицируемого топлива при работе на дизельном топливе (ГОСТ 305-82) и на том же топливе с добавками газообразного активатора — продуктов плазмохимической переработки топлива. Влияние газообразного компонента на физические свойства топливного факела, его дисперсные характеристики и

процессы смесеобразования и испарения на начальной стадии исследования учитывалось путем предварительного изучения параметров двигателя при вводе через устройство воздуха в количестве, соответствующем объему газообразного активатора. Таким образом, методические условия проведения эксперимента позволили сравнить протекание рабочего процесса дизеля и его динамику на стандартном дизельном топливе с добавкой воздуха и газообразного активатора при обеспечении практической идентичности начальных физических условий впрыскивания.

На рис. 5.30 представлены нагрузочные характеристики двигателя при работе с добавкой воздуха (кривая 1) и на топливе с добавкой продуктов его плазмохимической газификации (кривая 2). Газообразные добавки подавались через устройство в объеме, который ограничивался его максимальной пропускной способностью. Наибольшее снижение содержания сажи достигалось на минимальном режиме (среднее эффективное давление $p_{\text{ен}} = 0,4 \text{ МПа}$) и составило 30 %. При этом зарегистрировано снижение удельного эффективного расхода топлива до 2 %.

Установлено, что эффект сажеподавления возрастает с увеличением содержания в топливе продуктов плазмохимической газификации по экспоненциальной зависимости (рис. 5.31). Здесь носительное количество вводимого активированного компонента оценено величиной δ , представляющей собой отношение расходов газифицированного топлива и основного жидкого топлива, участвующих в рабочем цикле двигателя. При этом предполагалось, что расход плазмообразующего воздуха в реакционной мере плазмохимического реактора для всей серии опытов сохранялся неизменным и равным 1 г/с , а величина силы тока в реак-

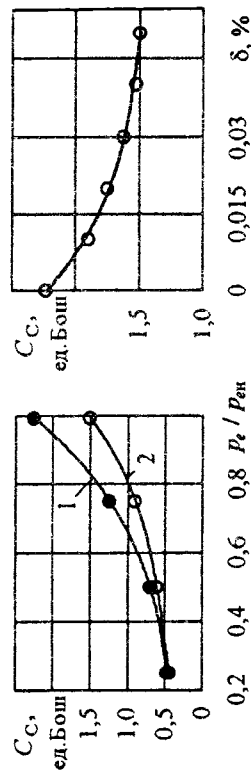


Рис. 5.30. Характеристики сажевыделения двигателем при работе на дизельном топливе с добавкой воздуха и с присадкой к топливу продуктов ПХР

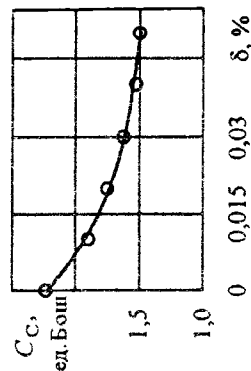


Рис. 5.31. Влияние на сажевыделение относительного содержания в основном топливе продуктов плазмохимической газификации при $n = 1500 \text{ мин}^{-1}$

ре и напряжение составляли 9...12 А и 190...210 В. Этим обеспечивалась идентичность качественного состава продуктов плазмохимической газификации топлива. Отметим, что изменение топливоздушного состояния в реакторе существенно влияет на химический состав продуктов газификации и их реакционную способность.

Химический анализ твердых частиц, осажденных на фильтре сажемера Бош, показал, что добавка к топливу продуктов плазмохимической газификации, обладающих высокой реакционной способностью, снижает содержание в отработавших газах не только частиц углерода, но и кристаллов канцерогенно-активных полициклических ароматических углеводородов, которые адсорбируются сажистыми частицами.

Уменьшение результирующего сажевыделения связано со следующими физико-химическими процессами, протекающими в зоне горения. Во-первых, присутствие высокореакционных продуктов плазмохимической переработки топлива катализирует процесс дожигания сажистых частиц. Во-вторых, на механизм сажеобразования активное влияние оказывает свободный углерод, содержание которого в продуктах плазмохимической переработки превышает 10 %. Его влияние может проявляться на всех стадиях процесса сажевыделения. Так, на стадии образования сажи присутствуют водород и продукты его диссоциации ингибирует образование химического радикала-зародыша C_2H и поверхностный рост сажиистой частицы (водородное торможение по Лангмюру), а при выгорании — интенсифицирует этот процесс за счет образования воды, выступающей в роли окислителя углерода по схеме реакций мокрой газификации.

Практический интерес представляет изучение влияния добавок активатора на регулировочные характеристики впрыскивания топлива. Ввод в камеру сгорания дизеля продуктов плазмохимических реакций повышает реакционную способность топливоздушную смеси, способствует ускоренному протеканию предпламенных реакций, снижает продолжительность задержки воспламенения. Подобное изменение кинетики начальной фазы рабочего процесса вызывает необходимость изменения начала топливopодачи. Для поиска оптимального (по расходу топлива) момента подачи штатный топливный насос высокого давления оснащался оригинальным устройством для изменения угла опережения впрыскивания на работающем двигателе, что позволило оперативно снимать соответствующие регулировочные характеристики. Установлено,

что при работе дизеля на топливе с относительным содержанием в нем активированного компонента $\delta = 0,05\%$ целесообразно уменьшить штатный угол опережения впрыскивания на 2...3 градуса поворота коленчатого вала. Эта операция позволяет не только минимизировать расход топлива, но и снизить выбросы оксидов азота.

5.4. Совершенствование парогенераторов использованием плазмохимических систем

Экономичность и безопасность судовых парогенераторов в значительной степени определяются совершенством организации процессов их пуска и выведения на рабочий режим. Пуск и прогрев котлоагрегатов — наиболее неблагоприятные эксплуатационные режимы, так как осуществляются при низких температурах топлива, ухудшенном качестве распыливания при малых расходах топлива, значительном обеднении состава смеси, выражающемся в превышении оптимального для воспламенения и горения значения коэффициента избытка воздуха. Перечисленные обстоятельства приводят к срывам пламени, часто сопровождающимся взрывами несгоревших паров топлива, к низкой полноте сгорания, образованию большого количества сажи, вызывающего загрязнение теплообменных поверхностей. Наиболее интенсивное загрязнение имеет место в котлах с позиционным принципом регулирования, при котором подача основного топлива осуществляется по схеме "включено—выключено", а количество пусков может достигать нескольких десятков в сутки. Главная причина "хлопков" и взрывов заключается, как правило, не в плохой вентиляции топki, а в быстром достижении взрывоопасных концентраций продуктов неполного сгорания в ее объеме и срывах факела пускового топлива во время кратковременного уменьшения (согласно алгоритму запуска котла) расхода воздуха.

Основным недостатком применяемых в настоящее время запально-защитных устройств является неэффективное использование энергии пускового топлива. Даже при его расходах, эквивалентных 2...4 % номинальной производительности топki, в зонах воспламенения не удается достигнуть требуемого уровня температур. Отметим, что пусковому факелу свойственна сильная зависимость его дальности от скорости воздушного потока в топке. Плазмохимическая интенсификация горения позволяет полностью устранить причины перечисленных выше нежелательных явлений при пуске котлов.

Схема экспериментальной топki котла с ПХР приведена на рис. 5.32. На торцевой стенке топki теплонапряженностью 3000 кВт/м^2 , имеющей водоохлаждаемый кожух 7, расположена модельная горелка 1 с внутренним диаметром 180 мм, на оси которой находится пневмомеханическая форсунка 2. Реактор 5 установлен на коническом участке горелки под углом 60° к оси форсунки. В топочное устройство воздух низкого давления подается двумя потоками: незакрученным периферийным (65 %) и закрученным (лопаточным аппаратом 4 аксиально-тангенциального типа) центральным (30 %). Около 5 % от общего расхода воздуха поступало через установочную трубу 3 для обдува форсунки и недопущения коксования ее торцевой части. Скорости воздуха в межлопаточных каналах завихрителя изменялись от 30 до 100 м/с.

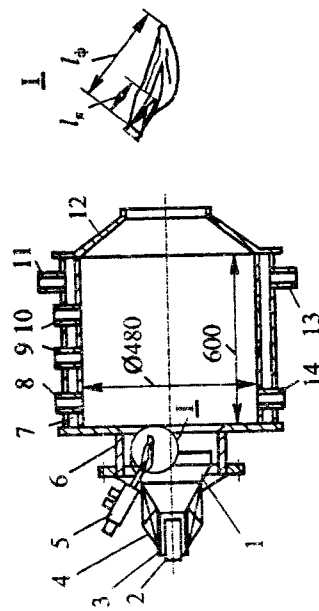


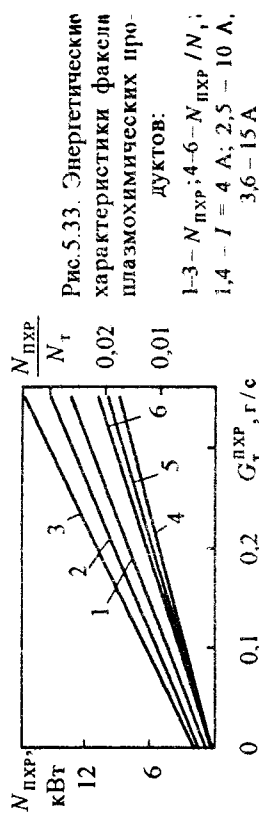
Рис. 5.32. Схема экспериментальной топki котла:

1 — модельная горелка; 2 — пневмомеханическая форсунка; 3 — установочная труба; 4 — аксиально-тангенциальный завихритель; 5 — ПХР; 6 — цилиндрический участок; 7 — водоохлаждаемый кожух; 8—10 — патрубки отбора проб; 11 — патрубок подвода воды; 12 — конический участок; 13, 14 — патрубки слива воды и топлива

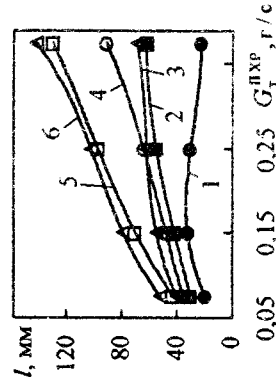
Принятое бездиффузорное исполнение горелки характерно для современных высокофорсированных топков и высоконапорных котлов, судовых котлов типа КВА и КОАВ, а также ряда зарубежных вспомогательных котлов [61].

Процессы горения регулировались изменением параметров основной форсунки, в частности изменением перепада давления распыливающего воздуха $\Delta p_{p.a.}$. Определено, что наиболее качественное горение топлива наблюдалось при $\Delta p_{p.a.} = 0,2...0,3 \text{ МПа}$, поэтому основная серия экспериментов [45] проводилась при перепаде 0,3 МПа, хотя это несколько сужало диапазон запуска топki.

В качестве основного топлива использовался флотский мазут Ф5 (ГОСТ 10585-75), а ПХР работал на моторном топливе Д1 (ГОСТ 1667-68). Диапазон изменения параметров реактора следующий: расход плазмообразующего воздуха и топлива 0,50...0,92 г/с и 0,05...0,35 г/с, ток дуги плазменного генератора 4...15 А, тепловая мощность 0,9...15 кВт. Отметим, что тепловая мощность ПХР не превышала 2,4 % от номинальной теплотеплопроизводительности экспериментальной топki (рис. 5.33).



Глубина проникновения факела плазмохимических продуктов в спутный воздушный поток (рис. 5.34) определялась с помощью координатного устройства при снятом корпусе топki. Видно, что на режимах с расходами топлива через реактор $G_T^{ПХР}$ более 0,3 г/с общая длина плазменно-топливного факела l_f при расходе плазмообразующего воздуха 0,5 г/с превышает 140 мм, что больше радиуса горелки. При постоянном значении тока дуги длина l_f увеличивается с ростом расхода топлива через реактор. Установлено, что низкотемпературная периферийная часть факела длиной (0,4...0,6) l_f интенсивно размывается воздушным потоком, а длина высокотемпературного ядра факела l_a практически мало зави-



сит от аэродинамической структуры течения. Значения l_a в области токов 8...14 А с изменением расхода топлива изменяются пропорционально, и с их уменьшением до 4 А появляется максимум при $G_T^{ПХР} = 0,15...0,25$ г/с, соответствующий коэффициенту избытка воздуха в реакторе 0,60...0,25. Расход плазмообразующего воздуха не оказывает существенного воздействия на длину факела.

На рис. 5.35 приведены пускосрывные характеристики котельной топki, где зоны 1 и 3 ограничивают области запуска топki факельно-искровым и плазмохимическим способами, а зона 2 соответствует границе срыва факела основной форсунки. При скоростях воздуха W в межлопаточном канале захирителя меньше 2,5 м/с зоны 1 и 2 практически совпадают. Именно в этой совместной области имеют место характерные "хлопки" и срывы факела при розжиге топki. Установлено, что в области традиционного запуска (зона 1) при названных выше условиях эксперимента коэффициент полноты сгорания составляет 0,4...0,6, при срыве факела (зона 2) - 0,35...0,50, а в случае использования ПХР (зона 3) в области запуска - 0,75...0,90. Надежный, "мягкий" розжиг топki во всем пусковом диапазоне при работе ПХР происходит при коэффициентах избытка воздуха в 2...4 раза превышающих значения, соответствующие границе бедного срыва факела основной форсунки.

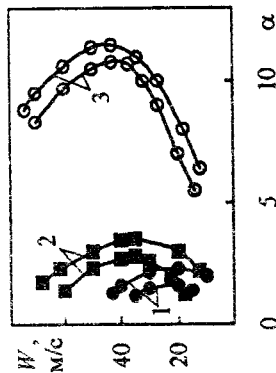


Рис. 5.35. Пускосрывные характеристики котельной топki: 1,3 - границы запуска факельно-искровым и плазмохимическим способами; 2 - границы срыва факела основной форсунки

На рис. 5.36 представлены пусковые характеристики топki с ПХР при различных коэффициентах избытка воздуха в реакторе α_p и постоянном токе дуги 5 А. Наибольшее расширение границ запуска топki имеет место при уменьшении коэффициента α_p от 1,25 до 0,35. Отметим, что увеличение тока также приводит к расширению области запуска, причем наиболее существенно - в диапазоне от 4 до 10 А.

Из анализа рис. 5.35 и 5.36 следует, что воспламенение и стабилизация горения основного топлива при плазмохимическом воз-

действию осуществляются до выхода топки на режим самостийной устойчивой работы, благодаря чему исключается возможность образования взрывоопасных горючих смесей в топке, до минимума сокращаются пусковые потери топлива, уменьшается загрязнение теплообменных поверхностей продуктами неполного сгорания. При токах дуги 4...10 А и коэффициенте избытка воздуха в реакторе 0,3...0,4 мощность плазменно-топливного факела не превышает 1,3 % от номинальной теплопроизводительности топки, что в 1,5...3,0 раза меньше мощности обычно применяемых пусковых и дежурных факелов.

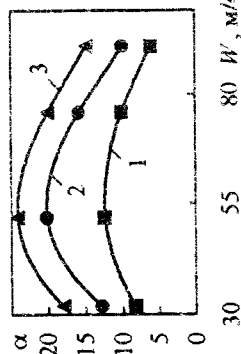


Рис. 5.36. Пусковые характеристики топки с ПХР:
1 — $\alpha_p = 1,25$; 2 — 0,35; 3 — 0,20

Выполненные работы по созданию систем плазмохимической интенсификации горения газообразных топлив для котельных установок на ряде промышленных предприятий позволили внедрить системы СПХИ-1 и СПХИ-1.1 на паровых и водогрейных котлах типа ДЕ-25/14, КВГМ-50, КМ-10, ТВГМ-30, ДЕ-10/13, ПТВМ-50, ДКВР-20.

Первоначально с целью сравнения характеристик ПХР и штатного запального устройства котла ДЕ-25/14 были проведены их лабораторные испытания на пропан-бутановой смеси. Воспламенение и горение газа для штатного запального устройства происходит при давлении газа более 3 кПа. С ростом давления зона стабилизации удаляется от устья запальника, и при его значениях 15...20 кПа факел стабилизируется на кольцевом электроде накопечника. Зависимость длины факела l_f от давления газовой смеси

p_r показана на рис. 5.37 (кривая 1). Использование ПХР приводит к практически мгновенному воспламенению и горению газа после его подачи. При малых давлениях газа (0,5...1,5 кПа) факел голубого цвета, а по мере его увеличения цвет изменялся до желто-оранжевого, характерного обогащенным топливом смесям. При $p_r = 3...4$ кПа происходил отрыв пламени от сопла реактора, и его стабилизация осуществлялась в следе плазменной струи на рас-

стоянии 10...20 мм от среза сопла. Для создания факела длиной 100...250 мм достаточно подачи газа с давлением 1...5 кПа (кривая 2).

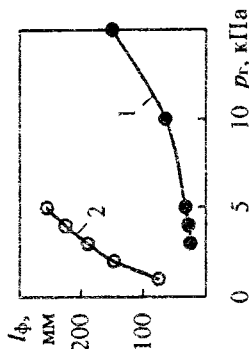


Рис. 5.37. Зависимость длины факела штатного запальника (кривая 1) и плазмохимического реактора (кривая 2) от давления пропан-бутановой смеси

Дальнейшие промышленные испытания системы проводились на природном газе в условиях котельной. Размеры и структура плазмохимического факела зависят от соотношения расходов газового газа и плазмообразующего воздуха. Наиболее устойчивый во внешнем воздействии он создается на длине до 300 мм при подаче пускового газа под давлением 0,03 МПа (в топливной магистрале предусмотрен дроссель) и плазмообразующего воздуха под давлением 0,05...0,10 МПа. При исследовании шести вариантов выходных сопел реактора установлены следующие геометрические соотношения: диаметр выходного сопла 20 мм, длина его последующей части 40 мм, диаметр устья сопла 14 мм. На режиме максимальной нагрузки потребляемая системой электрическая мощность не превышает 3 кВт.

Для уточнения рабочих параметров ПХР проведены его натурные испытания в составе топки котла ДЕ-25/14. В ходе испытаний на горелку подавался воздух давлением 0...500 Па, разрежение в топке поддерживалось от 20 до 40 Па. Стабильное горение плазмохимического факела происходило во всем испытанном диапазоне. Наблюдением через смотровые окна топки выявлено, что наиболее благоприятные условия распространения факела имеют место при подаче плазмообразующего воздуха под давлением 0,06...0,08 МПа. После 10 минут непрерывной работы ПХР без принудительного охлаждения тепловое состояние реактора не изменилось.

Промышленные испытания плазмохимической системы проводились на котле ДЕ-25/14. При запусках в топке поддерживалось разрежение 20 Па, на горелку подавался основной воздух под давлением 100 Па, а к реактору осуществлялся подвод воздуха под давлением 0,07 МПа. Запуски котла производились с первой попытки, "мягко" и без "хлопков". Испытания показали высокую

надежность плазмохимической системы и ее преимущества перед штатной по качеству горения и стабильности факела пламени увеличение длины факела по сравнению со штатным запальником в 1,5...2,0 раза, снижение трудоемкости пусконаладочных работ повышение безопасности обслуживания котлоагрегатов различных типов.

Вольт-амперные характеристики плазмохимического запально-защитного устройства (см. рис.5.5) для котлоагрегата ПТВМ-30 и зависимость длины факела от давления пускового газа представлены соответственно на рис.5.38 и рис.5.39.

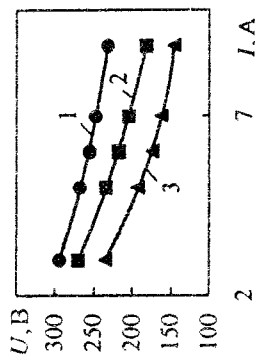


Рис. 5.38. Вольт-амперная характеристика плазмохимического запально-защитного устройства:

1 — расход воздуха 1,30 г/с;
2 — 0,85 г/с; 3 — 0,40 г/с

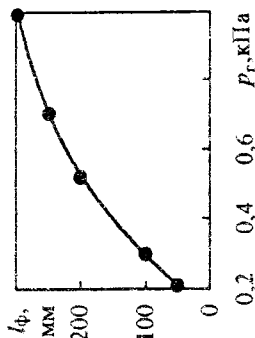


Рис. 5.39. Зависимость длины факела продуктов плазмохимического запально-защитного устройства от давления газа

Проведенные исследования и опытно-промышленная апробация подтвердили высокую эффективность плазмохимической системы, расширение диапазона устойчивого горения котельной топлив и возможность комплексной автоматизации процесса запуска котлоагрегата.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Выполненный комплекс исследований по совершенствованию судовых камер сгорания и топочных устройств, обобщения и систематизация результатов, приведенные в монографии, показывают, что системы плазмохимического сжигания углеводородных топлив могут найти широкое применение в различных областях теплоэнергетики для решения актуальных задач повышения надежности запуска энергоустановок, расширения диапазона стабильного горения, увеличения коэффициента полноты сгорания, уменьшения эмиссии канцерогенных веществ.

Разработанный метод расчетов турбулентных стационарных и нестационарных химически реагирующих потоков позволил создать универсальную математическую модель процессов смешения, турбулентности, излучения, распада полидисперсного факела жидкого топлива, испарения капель и кинетики для расчета характеристик судовых топочных устройств с учетом плазмохимического воздействия. Полученные при этом закономерности легли в основу оптимизации плазменных устройств, дали возможность обосновать целесообразность их работы на переобогащенных топливом смесях с коэффициентами избытка воздуха 0,05...0,4, выявить основные химические реакции, приводящие к генерации и разложению загрязняющих веществ в этих условиях.

Плазмохимическое воздействие в судовых газотурбинных камерах обеспечивает увеличение коэффициента полноты сгорания топлива на 1,8...9,6 % для коэффициентов избытка воздуха 5...20, снижение индекса эмиссии оксида углерода в 1,2...1,6 раза, надежное воспламенение основного топлива при скоростях воздуха до 50...60 м/с, уменьшение радиальной неравномерности температурного поля в выходном сечении на 5...9 %, повышение эффективности работы воспламенителей по полноте сгорания пусковых топлив в 2,2...2,5 раза. Добавки плазмохимических продуктов топлива к снижению удельного эффективного расхода топлива до 2 % и содержания сажи на 30 % на номинальном режиме дизельного двигателя, уменьшению количества канцерогенно-активных полициклических ароматических углеводородов. Надежный розжиг топки судового котла при работе плазмохимического элемента происходит при коэффициентах избытка воздуха в 2...4 раза превышающих значения, соответствующие границе бедного срыва

факела основной форсунки. Мощность плазменно-топливной факела не превышает 1,3 % от номинальной теплопроизводительности топки, что в 1,5...3,0 раза меньше мощности обычно применяемых пусковых и дежурных факелов.

Проведенные промышленные испытания систем плазменного воспламенения и плазмохимической интенсификации горения налив различных модификаций позволили принять их в эксплуатацию в составе более 500 газотурбинных агрегатов типа ГТ-750-6М, ГТК-10, ГТНР-10, ГТН-25, ГТН-16, ГПА-6,3, ГПА-10, ГПА-16, ГПА-25, а также ряда паровых и водогрейных котлов ДЕ-25/14, КВГМ-50, КМ-10, ТВГМ-30, ДЕ-10/13, ПТВМ-10, ПТВМ-50, ДКВР-20. Положительный опыт промышленной эксплуатации плазмохимических систем создает условия для разработки универсального мощностного ряда плазменных модулей на базе плазмохимических реакторов, плазменно-топливных форсунок плазмохимических генераторов водородосодержащего газа и плазменных воспламенителей для энергетических установок различного типа и назначения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Абрамович Г.Н. Теория турбулентных струй. - М.: Физматгиз, 1960. - 116 с.
2. Арсенов Л.В., Беркович А.Л., Котов Ю.В. Форсировка стационарных ГТУ впрыском воды в тракт высокого давления// Энергетическое машиностроение. - М.: НИИЭнергетомаш, 1980. - № 4. - 40 с.
3. Артёмов Г.А. Совершенствование судовых газотурбинных установок. - Л.: Судостроение, 1984. - 232 с.
4. Асосков В.А., Мурашев А.Ф. Исследование процесса выгорания топлива жидкого топлива в высокофорсированной камере сгорания// Теплотехника. - 1976. - № 9. - С.62-66.
5. Басевич В.Я., Кочарко С.М. Промотирирование горения// Физика горения и взрыва. - 1969. - Т.5, № 1. - С.99-105.
6. Борисенко В.М., Манцевич В.Г., Петрунин Э.А. Кинетика высокотемпературного горения метана в плазменной воздушной струе// Химия и технология неорганических соединений. Сб. - М.: МИХМ, 1978. - Т.8. Вып. 1. - С.140-145.
7. Боумэн К.Т. Кинетика образования и разложения загрязняющих веществ при горении// Образование и разложение загрязняющих веществ в пламени: Пер. с англ. - М.: Машиностроение, 1981. - С.59-83.
8. Ванштейн В.А. Судовые двигатели внутреннего сгорания. - Л.: Судостроение, 1977. - 392 с.
9. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. - М.: Физматгиз, 1963. - 708 с.
10. Вест Ч. Голографическая интерферометрия. - М.: Мир, 1982. - 400 с.
11. Вильямс Ф.А. Теория горения. - М.: Наука, 1971. - 616 с.
12. Гейдон А.Г., Вольфгард Х.Г. Пламя, его структура, излучение и температура. - М.: Металлургия, 1959. - 334 с.
13. Гусак Л.А. Радикальный метод форкамерно-факельной организации процесса сгорания// Вестник АН СССР. - 1976. - № 8. - С.53-61.
14. Дикий Н.А. Судовые газотурбинные установки. - Л.: Судостроение, 1978. - 261 с.
15. Дубовкин Н.Ф. Справочник по углеводородным топливам и их продуктам сгорания. - М.: Л.: Госэнергоиздат, 1962. - 288 с.
16. Данилов И.Н. Распыливание топлива в камерах сгорания газотурбинных двигателей. - Казань: КАИ, 1980. - 81 с.
17. Жесенбаев Ж.Ж., Энгельшт В.С. Двухструйный плазмоторон. - Фрунзе: Илим, 1983. - 202 с.
18. Жуков М.Ф., Коротеев А.С., Урюков Б.А. Прикладная динамика термической плазмы. - Новосибирск: Наука, 1975. - 298 с.
19. Зельдович Я.Б., Садовников П.Я., Франк-Каменецкий Д.А. Окисление азота при горении. - М.: АН СССР, 1947. - 145 с.
20. Исеев Н.А., Ксенофонтов С.И., Данилов Н.С. О влиянии электрического поля на стабилизацию гомогенных и дисперсных горючих систем// Семитер по электроразрядке горения: Тез. докл. - Караганда, 1978. - С.30-33.

21. Исертин А.С. Основы сжигания газового топлива. — Л.: Недра, 1987. — 336 с.
22. Исследование механизма стабилизации процесса горения в горелках вихревого типа/ С.Н.Вахнеев, Е.А.Кельшман, И.И.Онищик, И.Л.Христофоров// Горение в покое. — Казань: КАИ, 1982. — С.19-23.
23. Канило П.М., Подгорный А.Н., Христинич В.А. Энергетические и экологические характеристики ГТД при использовании углеводородных топлив и водорода. — Киев: Наукова думка, 1984. — 227 с.
24. Каретто Л.С. Математическое моделирование образования загрязняющих веществ// Образование и разложение загрязняющих веществ в пламени: Пер. с англ. — М.: Машиностроение, 1981. — С.84-137.
25. К вопросу о перекативности применения плазменной технологии для сжигания углей/ В.А.Углов, В.С.Перегулов, Н.Л.Новиков и др. // Плазменная активация горения углей: Сб. науч. тр. — Алма-Ата: КазЦНИИ, 1989. — С.95-106.
26. Компаниец В.З., Овсянников А.А., Полак Л.С. Химические реакции в турбулентных потоках газа и плазмы. — М.: Наука, 1979. — 242 с.
27. Кондратьев В.Н. Константы скорости газофазных реакций: Справочник. — М.: Наука, 1970. — 352 с.
28. Кулагин Л.В., Охотников С.С. Сжигание тяжелых жидких топлив. — М.: Недра, 1967. — 280 с.
29. Лаутон Дж., Вайнберг Ф. Электрические аспекты горения. — М.: Энергия, 1976. — 296 с.
30. Матвеев И.Б., Сербин С.И. Разработка системы плазменного зажигания для газоперекачивающего агрегата// Неравновесные процессы в разреженных средах. — Новосибирск: ИТФ СО АН СССР, 1983. — С.24-28.
31. Меллер А.М. Загрязнение атмосферы газотурбинными двигателями// Образование и разложение загрязняющих веществ в пламени: Пер. с англ. — М.: Машиностроение, 1981. — С.217-260.
32. Мессерле В.Е., Сапилов З.Б. Термохимическая подготовка низко-реакционных углей с использованием низкотемпературной плазмы// Плазменная активация горения углей: Сб. науч. тр. — Алма-Ата: КазНИИЭ, 1989. — С.31-48.
33. Нарезный Э.Г., Сударев А.В. Камеры сгорания судовых газотурбинных установок. — Л.: Судостроение, 1973. — 232 с.
34. Низкотемпературная плазма. Т.3: Химия плазмы/ Л.С.Полак, Г.Б.Синирев, Д.И.Словецкий и др. — Новосибирск: Наука, 1991. — 328 с.
35. Низкотемпературная плазма. Т.4: Плазмохимическая технология/ В.Д.Пархоменко, П.И.Сорока, Ю.М.Краснокутский и др. — Новосибирск: Наука, 1991. — 392 с.
36. Основы расчета плазмотронов линейной схемы/ Под ред. М.Ф.Жукова. — Новосибирск, 1979. — 147 с.
37. Перегулов В.С., Попенко В.Г. Эрозия электродов при малых токах дуги в воздушной среде// Тез. докл. IX Всесоюз. конф. по генераторам низкотемпературной плазмы. — Фрунзе: Илим, 1983. — С.138-139.
38. Плазмохимическая переработка угля/ М.Ф.Жуков, В.А. Калинин-ко, А.А.Левинский, Л.С.Полак. — М.: Наука, 1990. — 200 с.
39. Пчелкин Ю.М. Камеры сгорания газотурбинных двигателей. М. Машиностроение, 1984. — 280 с.
40. Радиационные свойства газов при высоких температурах/ В.А.Каменщиков, Ю.А.Пластикин, В.М.Николаев, Л.А.Новицкий. — М.: Машиностроение, 1971. — 440 с.
41. Романовский Г.Ф. Плазменное воспламенение и сжигание топлив в судовых установках. — Л.: Судостроение, 1986. — 86 с.
42. Романовский Г.Ф., Матвеев И.Б., Сербин С.И. Плазменные системы газоперекачивающих агрегатов. — Санкт-Петербург: Недра, 1992. — 142 с.
43. Романовский Г.Ф., Матвеев И.Б., Сербин С.И. Результаты экспериментальных исследований плазмотронов малой мощности// Судовое энергостроение: Сб. науч. тр. — Николаев: НКИ, 1982. — С.3-9.
44. Романовский Г.Ф., Сербин С.И. Влияние продуктов плазмохимического реактора на скорость выгорания основной топливовоздушной смеси// Судовое энергостроение: Сб. науч. тр. — Николаев: НКИ, 1984. — С.9-18.
45. Романовский Г.Ф., Сербин С.И., Маринец А.Н. Применение плазмохимической интенсификации горения для повышения эффективности топливосжигающих устройств// Энергетик. — М.: НТА "Энергопрогресс", 1996. — № 1. — С.6-7.
46. Семенов Н.Н. О некоторых проблемах химической кинетики и реакционной способности. — М.: АН СССР, 1958. — 688 с.
47. Сербин С.И. Математическое моделирование процессов плазмохимической интенсификации горения жидких топлив// Плазменное воспламенение и сжигание топлив: Тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. — Николаев: НКИ, 1989. — С.4-6.
48. Сербин С.И. Исследование математической модели камеры сгорания судового газотурбинного двигателя// Проблемы автоматизации исследований и проектных решений в судовой энергетике: Межвуз. сб. — Горький: ГПИ, 1990. — С.58-63.
49. Сербин С.И. Плазмохимическая технология сжигания органических топлив в энергоустановках// Плазмотехнология-95: Сб. науч. тр. — Запорожье, 1995. — С.100-103.
50. Сербин С.И. Характеристики газотурбинной камеры сгорания с плазмохимическим элементом// Деп. в ГНТБ Украины. — 1996. — № 1818-Укр96. — 14 с.
51. Сербин С. Плазмохимична технологія екологічно чистого використання вуглеводневих палив// Технічні вісті: Українське інженерне товариство у Львові. — 1997. — № 5. — С.47-51.
52. Сербин С.И., Золотой Ю.Г., Маринец А.Н. Использование толог-рафической интерферометрии для визуализации неоднородностей плазменного воздушного потока// Судовые энергетические установки: Сб. науч. тр. — Николаев: НКИ, 1991. — С.68-73.
53. Сербин С.И., Шаповалов Ю.А. Выбор параметров процесса плазмохимической газификации жидкого углеводородного сырья// Судовые энергетические установки: Сб. науч. тр. — Николаев: НКИ, 1989. — С.25-32.

54. *Serezh-Lindin, Shondine*. Расчеты трехмерных течений в камере сгорания газовой турбины // Энергетические машины и установки. - 1979. № 3. - С.28-37.
55. *Сторожук Я.П.* Камеры сгорания стационарных газотурбинных и парогазовых установок. - Л.: Машиностроение, 1978. - 232 с.
56. *Тимошевский Б.Г., Беляков С.Ю., Сербин С.И.* Анализ систем сгорания газотурбинных двигателей // Судовое энергостроение: сб. науч. тр. - Николаев: НКИ, 1991. - С.38-46.
57. *Хинин Н.А.* Образование загрязняющих веществ в дизельных двигателях. Методы снижения эмиссии и улучшения экологичности // Обращение и разложение камер сгорания испарительного типа // Газодинамика и теплопередача в авиационных двигателях. - Киев: КИИГА, 1964. С.74-87.
58. *Хинин Н.О.* Турбулентность. - М.: Физматгиз, 1963. - 680 с.
59. *Христин В.А.* К вопросу о применении в авиационных газотурбинных двигателях камер сгорания испарительного типа // Газодинамика и теплопередача в авиационных двигателях. - Киев: КИИГА, 1964. С.74-87.
60. *Христин В.А., Тумановский А.Г.* Газотурбинные двигатели и среда окружающей среды. - Киев: Техника, 1983. - 144 с.
61. *Хряпченко А.С.* Судовые вспомогательные и утилизирующие парогенераторы. - Л.: Судостроение, 1979. - 260 с.
62. *Хун.* Диффузионная модель точного расчета выбросов NO_x и камер сгорания газотурбинного двигателя, работающего на азотосодержащем топливе // Энергетические машины и установки. - 1976. - № 3. - С.23-30.
63. Численные методы исследования течений вязкой жидкости: Пер с англ./ А.Д.Госмен, В.М.Пан, А.К.Ранчел и др. - М.: Мир, 1972. - 328 с.
64. Электродуговые плазмотроны: Рекламный проспект/ Под ред М.Ф. Жукова. - Новосибирск: ИТФ СО АН СССР, 1980. - 84 с.
65. Экспериментальное исследование состава и химической активности продуктов плазмохимического пиролиза топлива в плазменной воздушной струе/ В.М.Борисенко, В.Г.Манцевич, Э.А.Петрунин, О.Н.Фадеевский // Химическая физика процессов горения и взрыва: Материалы VI Всесоюз. симп. по горению и взрыву. - Черноголовка, 1980. - С.75-79.
66. *Юхимчук С.А., Ляшенко Л.В.* Плазменное устройство для интенсификации горения котельного топлива // Плазмотехнология-93: сб. науч. тр. - Запорожье: ЗМН, 1993. - С.240-246.
67. *Amsden A.A., O'Rourke P.J., Butler T.D.* KIVA-II: A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays: Los Alamos National Laboratory. - LA-11560-MS, 1989. - 158 p.
68. *Bittker D.A.* Detailed Mechanism for Oxidation of Benzene // Combustion Science and Technology. - 1991. - Vol.79. - P.49-72.
69. *Blackburn P.R.* Ignition of Pulverized Coal with Arc Heated Air // Journal of Energy. - 1980. - Vol.4, № 3. - P.98-99.
70. *Clements R.M., Smy P.R., Dale J.D.* An Experimental Study of the Injection Mechanism for Typical Plasma Jet Igniter // Combustion and Flame. - 1981. - Vol.42. - P.287-295.
71. *Correa S.M.* A Review of NO_x Formation Under Gas Turbine Combustion Conditions // Comb. Sci. and Tech. - 1992. - Vol.87. - P.329-362.
72. *Crowe C.T., Sharma M.P., Stock D.E.* The Particle - In Cell (PSI-CELL) Model for Gas-Droplet Flows // Transactions of the ASME: Journal of Fluids Engineering. - 1977. - Vol.99, No.2. - P.325-332.
73. *Dale J.D., Smy P.R., Clements R.M.* The Effects of a Coaxial Spark Igniter on the Performance and the Emissions from an Internal Combustion Engine // Combustion and Flame. - 1978. - Vol.31. - P.173-185.
74. *Dong M., Lilley D.G.* A PC-Based Computer Code for Axisymmetric Turbulent Swirling Reacting Flows // Air Toxic Reduction and Combustion Modeling: Int. Joint Power Generation Conf. - Atlanta, 1992. - P.11-19.
75. *Facchiano A.* Applications of Computational Fluid Dynamics Modeling in the Design of Industrial Combustion Systems // Combustion Modeling and Burner Replacement Strategies: Int. Joint Power Generation Conf. - Boston, 1995. - P.9-14.
76. *Faeth G.M.* Spray Combustion Models: A Review // AIAA Paper. - 1979. - No.293. - P.1-18.
77. *Fletcher R.S., Heywood F.B.* A Model for Nitric Oxide Emissions from Aircraft Gas Turbines // AIAA Paper. - 1971. - No.123.
78. *Hammond D.C., Mellor A.M.* Analytical Calculations for the Performance and Pollutant Emissions of Gas Turbine Combustors // Combustion Science and Technology. - 1971. - No.4. - P.101-110.
79. *Hanjalic K., Launder B.E.* A Reynolds Stress Model of Turbulence and Its Application to Axisymmetric Shear Flows // Journal Fluid Mech. - 1972. - Vol.52.
80. *Harlow F.H., Amsden A.A.* Numerical Calculation of Multiphase Fluid Flow // Journal of Computational Physics. - 1975. - Vol.17. - P.19-52.
81. *Harrison A.J., Weinberg F.J.* Flame Stabilization by Plasma Jets // Proc. Roy. Soc. - London, 1971. - A321. - P.95-103.
82. *Horisawa H., Kimura I., Sayama M.* Studies on the Mechanism of Ignition and Flameholding by Plasma Jets // J. Japan Soc. Aero-space Engr. - 1992. - Vol.40. - P.285-294.
83. *Jensen D.E., Jones G.A.* Reaction Rate Coefficients for Flame Calculations // Combustion and Flame. - 1978. - Vol.32, No.1. - P.1-34.
84. *Kee R.J., Rupley F.M., Miller J.A.* The Chemkin Thermodynamic Data Base: Sandia National Laboratories. - 1993. - SAND87-8215B. - 155 p.
85. *Khalil E.E.* Mathematical Modelling of Turbulent Heterogeneous Combustion // Air Toxic Reduction and Combustion Modeling: Int. Joint Power Generation Conf. - Atlanta, 1992. - P.43-48.
86. *Launder B.E., Spalding D.B.* Mathematical Models of Turbulence. - London: Academic Press, 1972. - 310 p.
87. *Lutz A.E., Kee R.J., Miller J.A.* SENKIN: A Fortran Program for Predicting Homogeneous Gas Phase Chemical Kinetics With Sensitivity Analysis: Sandia Report SAND87-8248. - 32 p.
88. *Magnussen B.F., Hjertager B.H.* On Mathematical Modelling of Turbulent Combustion with Special Emphasis on Spot Formation and Combustion // Sixteenth Symp. (Int.) on Combustion. - Pittsburgh, 1976.

89. Michaud M.G., Westmoreland P.R., Feitelberg A.S. Chemical Mechanisms of NO_x Formation for Gas Turbine Conditions// Twenty-Fourth Symp. (Int.) on Combustion. - The Combustion Institute, 1992. - P.879-881
90. Nee V.W., Kovaszny L.S. The Calculation of the Incompressible Turbulent Boundary Layer by a Simple Theory// Physics of Fluid, 1969.
91. New Approaches to Controlling Combustion// Advanced Combustion Science. - Tokyo: Springer-Verlag, 1993. - P.273-309.
92. Patankar S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. - Hemisphere Publishing Co., McGraw-Hill Book Co., 1980.
93. Pitt P.L., Clements R.M. The Effects of Plasma Jet Ignition on Methane Fueled Internal Combustion Engine// Combustion Science and Technology 1984. - Vol.30. - P.327-333.
94. PSR: A Fortran Program for Modeling Well-Stirred Reactors // P.Glarborg, R.J.Kee, J.F.Greear, J.A.Miller: Sandia Report SAND86-8209. 54 p.
95. Romanovsky G.F., Serbin S.I., Marinetz A.N., Ovsyannikov V.N. Plasma-Chemical Intensification of the Working Process in a Heat Boiler// 13-th Int. Symp. on Combustion Processes. - Poland, Cracow, 1993. - P.36.
96. Romanovsky G.F., Serbin S.I., Ovsyannikov V.N. Power Sources for Marine Plasma Systems// Int. Marine Electrotechnology Conference. Shanghai, China: Conf. Paper. - 1991. - P.237-243.
97. Sala R., Spalding D.B. A Mathematical Model for an Axi-Symmetrical Diffusion Flame in a Furnace// L. Rivista dei Combustibili. - 1973. - Vol.27. No.4/5. - P.180-186.
98. Serbin S.I. Trends of Plasma-Chemical Element Application in Gas Turbine Combustors// XIX-th Int. Symp. on Ship Propulsion Plants. - Szczecin, Poland WSM. - 1997. - P.319-324.
99. Serbin S.I. Parameter Optimization of Plasma Igniters for Ship's Power Plants// XIX-th Int. Symp. on Ship Propulsion Plants. - Szczecin, Poland: WSM. - 1997. - P.313-318.
100. Sloane T.M., Ratcliffe J.W., Dobosin-Halalai I. Effects of Plasma Chemistry and Charge Stratification in Plasma Jet Ignition// Combustion Science and Technology. - 1986. - Vol.50. - P.61-77.
101. Spalding D.B. The ESCIMO Theory of Turbulent Combustion: Imperial College Report HTS/76/13, 1976.
102. Spalding D.B. Mathematical Models of Turbulent Flames: A Review// Combustion Science and Technology. - 1976. - Vol.13. - P.3-35.
103. Sparrow E.M., Cess R.D. Radiation Heat Transfer. - McGraw-Hill Book Co., 1978.
104. Vovell A.B., Brezinsky K., Glassman I. Benzene Oxidation Perturbed by NO_2 Addition// Twenty-Second Symposium (Int.) on Combustion. - Pittsburgh: The Combustion Institute, 1988. - P.1063-1074.
105. Weinberg F.J. Plasma Jets in Combustion// Int. Conference on Combustion in Engineering. - Oxford, 1983. - P.65-72.
106. Zhang J.X., Clements R.M., Smy P.R. An Experimental Investigation of the Effect of a Plasma Jet on a Freely Expanding Methane-Air Flame// Combustion and Flame. - 1983. - Vol.50. - P.99-106.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие.....	3
Принятые сокращения.....	5
Глава 1. Основные направления повышения эффективности сжигания топлива в судовых энергетических установках.....	6
1.1. Общая характеристика методов интенсификации горения топлива в СЭУ.....	6
1.2. Плазмохимический метод совершенствования процессов сгорания в топочных устройствах судовой энергетики.....	16
1.3. Перспективные схемы использования плазмохимического метода.....	20
1.4. Обоснование подхода к моделированию процессов плазмохимической интенсификации.....	29
Глава 2. Математическое моделирование процессов плазмохимической интенсификации.....	40
2.1. Структурная схема модели расчета судовых топочных устройств.....	40
2.2. Моделирование газобразных потоков.....	42
2.3. Моделирование выгорания факела жидкого топлива.....	51
2.4. Кинетическая схема высокотемпературного окисления углеводородов в плазменной струе.....	61
2.5. Численная схема расчета и граничные условия.....	68
2.6. Повышение точности и экономичности конечно-разностного метода расчета.....	77
2.7. Реакторная модель плазмохимических превращений.....	84
2.8. Проверка адекватности разработанной математической модели.....	88
Глава 3. Теоретические исследования процессов плазмохимического горения.....	96
3.1. Механизм образования и разложения загрязняющих веществ в плазмохимическом реакторе.....	96
3.2. Тепловое воздействие струи низкотемпературной плазмы на выгорание жидких топлив.....	110
3.3. Характеристики процесса газификации жидкого топлива.....	119
3.4. Влияние турбулентных пульсаций плазменно-топливного факела на процессы интенсификации горения.....	129
3.5. Исследование параметров газотурбинной камеры сгорания в системе плазмохимической интенсификации.....	138
3.6. Воздействие плазмохимических продуктов на параметры процесса горения дизельного двигателя.....	145

Глава 4. Элементы систем плазмохимической интенсификации горения топлива в СЭУ

4.1. Генераторы низкотемпературной плазмы	152
4.2. Плазмохимические реакторы	152
4.3. Плазменно-топливные форсунки	156
4.4. Плазмохимические генераторы водородосодержащего газа	172
4.5. Плазменные воспламенители	177
4.6. Источники питания систем плазмохимической интенсификации	184
Глава 5. Эффективность судовых энергетических установок с системами плазмохимической интенсификации	190
5.1. Разработка систем плазмохимической интенсификации	197
5.2. Эффективность газотурбинных камер сгорания с системами плазмохимической интенсификации	197
5.3. Характеристики дизельных двигателей с плазменными системами	209
5.4. Совершенствование парогенераторов использованием плазмохимических систем	224
Заключение	230
Список литературы	237
	239

Издательство УИМУ

70-летний опыт

издательской деятельности

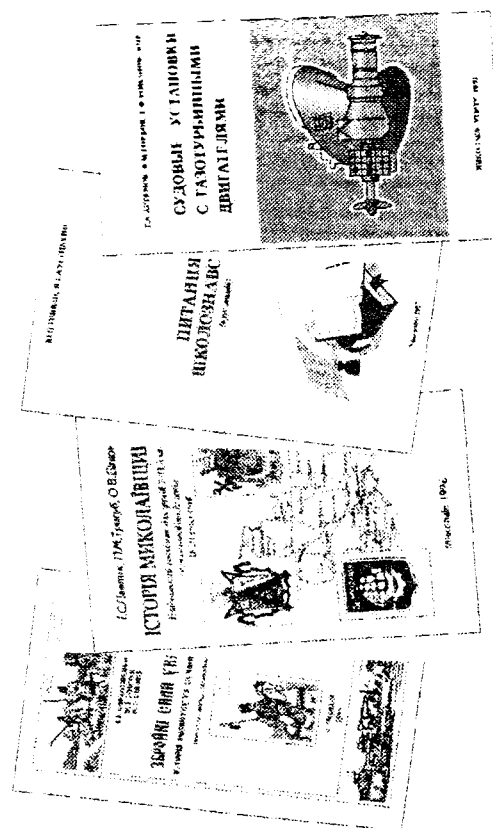
УДК

ISBN

БК

К Вашим услугам:

- издание книг
- присвоение международного кода ISBN
- твердый и мягкий переплет
- изготовление буклетов, проспектов, календарей
- полноцветная офсетная печать
- библиотечка учебно-методических пособий на магнитных носителях



г. Николаев, проспект Героев Сталинграда, 9

тел. (0512) 324246

373342

факс. (0512) 355389

Романовский Георгий Федорович
Сербин Сергей Иванович

ПЛАЗМОХИМИЧЕСКИЕ СИСТЕМЫ СУДОВОЙ ЭНЕРГЕТИКИ

Монография

Редактор В.Н.Крохина
Компьютерный набор и верстка С.И.Сербина, Д.А.Майдана

Подписано к печати 26.01.98. Формат 60 × 90/16. Бумага офсетная.
Усл.печ.л. 15,3. Уч.-издл. 19,5. Тираж 500 экз. Заказ № 7. Изд. № 7-97.

Цена договорная

Типография УГМТУ, 327002, г.Николаев, ул.Скороходова, 5.