

Т. М. МЕЛЬКУМОВ, Е. В. КУЗНЕЦОВ,
Н. И. МЕЛИК-ПАШАЕВ

ТЕОРИЯ
ЖИДКОСТНО-РЕАКТИВНЫХ
ДВИГАТЕЛЕЙ



Т. М. МЕЛЬКУМОВ, Е. В. КУЗНЕЦОВ,
Н. И. МЕЛИК-ПАШАЕВ

Т Е О Р И Я ЖИДКОСТНО-РЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Под редакцией
Т. М. МЕЛЬКУМОВА

*Уважаемому
Науму Абрамовичу Аккерману
Е. Кузнецов*



ОТ РЕДАКТОРА

Предлагаемая вниманию читателя книга «Теория жидкостно-реактивных двигателей» предназначена в качестве учебного пособия по одноименному разделу общего курса теории авиационных двигателей. Рассмотрены основные вопросы теории ЖРД с использованием работ, опубликованных в советской и иностранной открытой печати. Характер и объем изложенного материала определяются целями книги и основываются на научно-методическом опыте авторского коллектива. За последние годы у нас появилось несколько книг, посвященных ЖРД; тем не менее, учитывая ту возрастающую роль, которую этот тип двигателей играет и будет играть в дальнейшем на различных летательных аппаратах и снарядах, мы сочли возможным опубликовать и эту работу. Мы надеемся, что она может быть полезна не только слушателям ВВИА им. проф. Н. Е. Жуковского, но и инженерам ВВС СА.

Для изучения этой книги нужно иметь знания основ термодинамики, газовой динамики и химии.

В тексте, за редким исключением, не приводятся примеры расчетов, так как подготавливается специальный задачник по общему курсу. В приложении даны таблицы и диаграмма, облегчающие выполнение расчетов.

Введение, гл. I, § 2.1 и 2.2 гл. II написал Т. М. Мелькумов;

главы IV и V — Е. В. Кузнецов;

главы III, VI, VII, VIII и § 2.3—2.7 гл. II — Н. И. Мелик-Пашаев.

Авторы совместно обсуждали содержание всех глав книги и учли с благодарностью те замечания, которые были сделаны при чтении рукописи кандидатами технических наук А. А. Добрыниным и Н. Е. Коноваловым.

ВВЕДЕНИЕ

Жидкостно-реактивный двигатель (ЖРД) имеет очень короткую историю развития, тем не менее в настоящее время он уже получил достаточно широкое практическое применение в ряде областей, где его свойства оказались наиболее подходящими. Этот тип двигателя отличается от других тепловых двигателей тем, что здесь тепло химической реакции окисления двух и более веществ или реакции разложения одного вещества непосредственно переходит в кинетическую энергию продуктов сгорания или разложения, а сами вещества, необходимые для процесса, находятся в баках на летательном аппарате обычно в жидком виде. Благодаря этому принципу использования теплоты реакции, сам двигатель автономен в своем процессе, конструктивно чрезвычайно прост и имеет малый вес. Он не имеет механизмов, кроме насосов для подачи рабочих тел в камеру и двигателя для привода насосов; во многих случаях, в зависимости от размеров и назначения, двигательная установка не имеет и насосных агрегатов, а использует тот или иной газ высокого давления для вытеснения рабочих тел из баков в камеру двигателя.

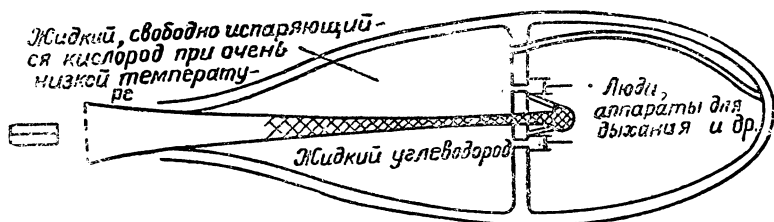
В подавляющем большинстве случаев в ЖРД применяются агрессивные вещества (например, азотная кислота), а продукты реакции имеют высокую температуру (до 3000°C и выше), что ставит перед конструктором новые, весьма сложные задачи для создания надежного двигателя с необходимым ресурсом работы. Особые трудности возникают и в организации экономичного и устойчивого процесса, а также в обеспечении плавности переходных режимов и режимов пуска и останова.

В связи с высокими температурами, постоянно действующими вдоль газового тракта за период непрерывной работы двигателя, в ЖРД серьезное значение приобретает организация достаточного и экономичного охлаждения всех горячих поверхностей двигателя. Система питания двигателя со всеми регулирующими и контрольно-предохранительными устройствами и элементами также предъявляет специфические требования, удовлетворение которых требует разрешения ряда трудных вопросов. Наконец, автоматизация всех процессов пуска, выхода на режим, дросселирования и останова по заданной программе регулирования тесно связана с характером этих процессов в ЖРД и с областью применения самих

двигателей. Таким образом, несмотря на внешнюю простоту схемы, создание работоспособной и экономичной двигательной установки с ЖРД требует глубокого проникновения в сущность всех сложных элементов внутреннего процесса и преодоления большого комплекса трудных вопросов.

В Советском Союзе и в ряде стран за границей в настоящее время созданы надежные и достаточно экономичные и легкие ЖРД с различными рабочими телами и с тягами от малых до очень больших величин.

Идея создания жидкостно-реактивного двигателя была выдвинута в России К. Э. Циолковским, который начал в 1896 г. свои работы по применению ракет для космических полетов, а в 1903 г. опубликовал в журнале «Научное обозрение» свой труд «Исследование мировых пространств реактивными приборами». В этом труде К. Э. Циолковский приводит схему ракеты (фиг. 0.1), в которой дана также схема двигателя, использующего



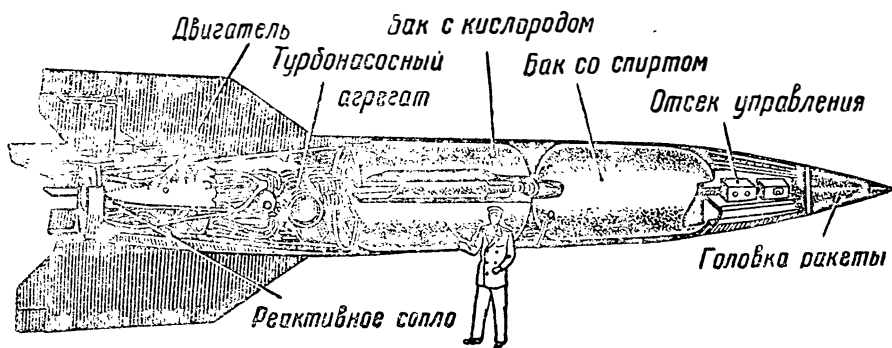
Фиг. 0.1. Схема ракеты К. Э. Циолковского с жидкостно-реактивным двигателем.

жидкие кислород и углеводород. Не ограничиваясь этой схемой первого ЖРД, К. Э. Циолковский предложил ряд компонентов для реакции, считая необходимым использовать один из компонентов для охлаждения двигателя, указал на целесообразность применения насосов для подачи рабочих тел в камеру и высказал в первой и дальнейших работах ряд других прогрессивных мыслей, относящихся к двигателю. Хотя основная область его интересов связывалась с межпланетными полетами, но К. Э. Циолковский отчетливо понимал, что двигатель имеет важное значение в решении проблемы космических полетов.

Не задаваясь целью излагать историю развития ЖРД, укажем только, что вслед за К. Э. Циолковским, который по справедливости, считается основоположником ракетной техники, необходимо упомянуть Ю. В. Кондратюка и Ф. А. Цандера. Ранняя смерть обоих прервала их исследования полетов с помощью ракет, а также работы по двигателям для них. Ф. А. Цандер в опубликованной книге: «Проблема полета при помощи реактивных аппаратов» (1932 г.) рассмотрел жидкостно-реактивные двигатели, рабочие тела для них, включая также и металлы. Много предложений высказал и осуществил В. П. Глушко, начиная с 1929 г., как в области процесса и

охлаждения двигателя, так и по топливам и окислителям; ему, в частности, принадлежит идея использования керосина и азотной кислоты, получившая широкое применение.

В Германии проводились исследования отдельными лицами (Г. Оберт, Е. Зенгер, Браун и др.) и организациями, которые завершились созданием в 1942 г. ракеты V-2 (А-4). Эта ракета (фиг. 0.2) была использована немцами против Англии, начиная с 1944 г., имея дальность полета 250—300 км при начальном весе ~ 13 т и при боевом заряде 750 кг. Максимальная скорость ракеты в момент выключения двигателя 1540 м/сек; наивысшая точка полета 82 км. Создание ракеты V-2 следует считать выдающимся достижением на пути создания дальних ракет с ЖРД.



Фиг. 0.2. Ракета V-2.

В Советском Союзе еще до войны были проведены успешные исследования М. К. Тихонравовым, Ю. А. Победоносцевым, Л. С. Душкиным, А. М. Исаевым и др. В результате были созданы экспериментальные ракеты (М. К. Тихонравов, 1934 г.) и ЖРД для самолетов (А. М. Исаев, Л. С. Душкин). В мае 1942 г. состоялся первый полет самолета В. Ф. Болховитинова с жидкостно-реактивным двигателем.

В Германии была создана конструкция авиационных ЖРД на заводах Вальтера; двигатели Вальтер были установлены в период второй мировой войны на истребителях Me-163, Me-262 и на снарядях.

Теоретические исследования и опыты велись и в других странах (например, Р. Годдард в США, Р. Эно-Пельтри во Франции и др.), однако следует отметить, что результаты этих работ не могут идти в сравнение с результатами, полученными в СССР и в Германии.

Применение ЖРД на самолетах, особенно на немецких Me-163, из-за неустойчивости процесса на режимах дросселирования и неотработанности процессов пуска и останова в начальной стадии приводило к разрушению двигателей и самолетов. Научные исследования этих процессов, получившие самостоятельное реше-

ние в СССР, повысили надежность применения ЖРД и открыли им дорогу в различные области военной техники и науки.

Основные достоинства ЖРД — автономность, т. е. независимость его внутреннего процесса от наличия или отсутствия внешнего воздуха, и возможность создания большой тяги — предопределили области их применения: летательные аппараты и снаряды с большой скоростью и высотой полета и с большой скороподъемностью.

В последний период были достигнуты новые большие успехи в применении ЖРД для различных назначений в Советском Союзе. В США разработка ЖРД после войны была поставлена на широкую теоретическую и практическую базу с привлечением немецких специалистов. В результате этого, опираясь на немецкий опыт, были созданы различные двигатели для ракет и самолетов. После войны работы по созданию и использованию ЖРД в ракетах и на самолетах были развернуты и в Англии.

В настоящее время жидкостно-реактивные двигатели получили развитие и применение в военной технике СССР, США, Англии и Франции.

ЖРД используются на ракетах-снарядах ближнего, среднего и дальнего действия; для очень больших дистанций полета ракеты выполняются двух-трехступенчатыми; большое достоинство таких ракет — очень большая скорость и высота полета, делающая их практически неуязвимыми; задача обеспечения необходимой точности попадания является в этом случае особо важной. С успехом ЖРД применяются в зенитных ракетах, с помощью которых можно организовать охрану важных объектов от воздушного нападения. На самолетах ЖРД могут быть использованы в различных целях. Например, благодаря малому весу и большой, но кратковременно развиваемой тяге, ЖРД можно применить для старта тяжелых самолетов, а также увеличения их максимальной скорости полета. За последнее время имеется тенденция сочетать преимущества турбореактивных двигателей и ЖРД и создать комбинированные силовые установки для истребителей. Имеются отдельные экспериментальные самолеты, на которых в качестве силовой установки применяется только ЖРД; назначение таких самолетов — исследование полетов на большой скорости и высоте.

ЖРД единственно пригодны там, где требуется полная автономность двигателя, а именно — в метеорологических ракетах для глубокого зондирования атмосферы и в ракетах, предназначенных для космических полетов. Приведем для иллюстрации несколько примеров использования ЖРД, заимствованных из иностранной печати.

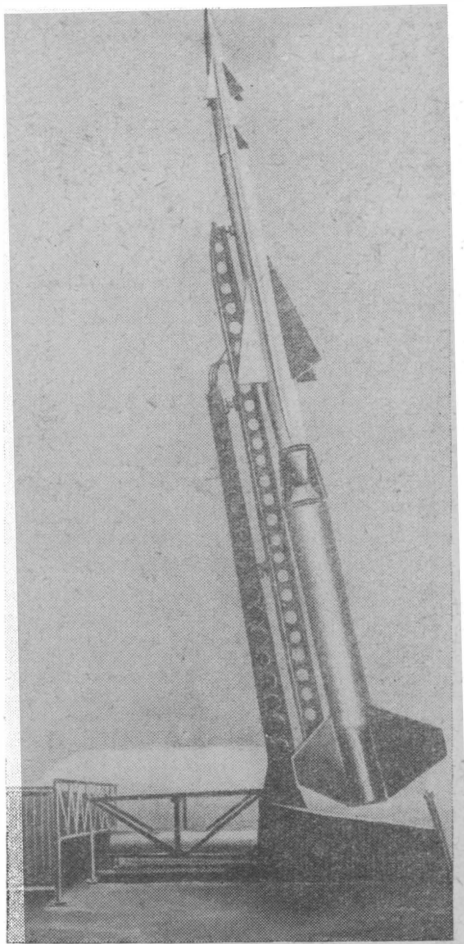
Ракеты-снаряды на среднюю и большую дальность для доставки атомных и водородных бомб. Примером может служить баллистический снаряд «Атлас» фирмы Конвэр (США) с расчетной скоростью полета 16—17 тыс. км/час, высотой 900 км и дальностью 8000 км. Для больших дальних ракет в США ведутся работы по созданию ЖРД с тягой до 250 т. При-

мером управляемого снаряда класса «Земля — Земля» может служить снаряд «Гермес» фирмы Дженерал-Электрик (США) с двигателем той же фирмы, имеющим тягу 7250 кг на топливе — анилине и окислителе — азотная кислота.

Ракетные ближние и зенитные снаряды. Примером может служить принятый на вооружение США управляемый зенитный снаряд «Ника» (фиг. 0.3) и управляемый снаряд «Корпорал» класса «Земля—Земля». На «Корпорал» установлен ЖРД с тягой 680—750 кг.

Исследовательские (метеорологические) ракеты. Примером такой ракеты может служить двухступенчатая ракета «Бампер», составленная из V-2 и «Корпорал»; в конце активного полета скорость главной ступени составляет 2200 м/сек, что позволяет достигнуть высоты ~ 400 км. Другим примером может служить одноступенчатая ракета Норт-Американ «Викинг» с ЖРД (тяга 9080—9525 кг; на этиловом спирте и жидком кислороде), на которой достигнута высота 254 км и максимальная скорость 1920 м/сек. Во Франции создана одноступенчатая ракета «Вероника», которая при тяге ЖРД 4000 кг поднимается на высоту 125 км и развивает максимальную скорость 1370 м/сек.

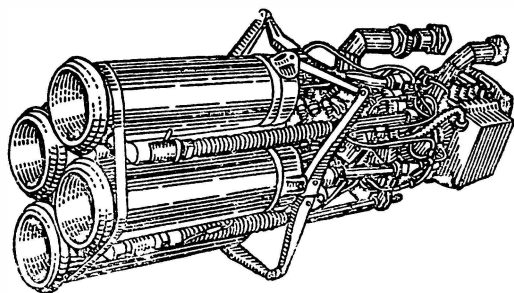
Самолетные двигатели. На экспериментальных самолетах Белл Х-1А и др. (США) установлен четырехкамерный ЖРД фирмы Рнэксн-Моторс с тягой 2720 кг. На фиг. 0.4 приведен фотоснимок двигателя, а на фиг. 0.5 — схема самолета «Белл» с указанием расположения баков, двигателя и пр. Во время одного из опытных полетов этого самолета была достигнута скорость около 2650 км/час. На экспериментальном самолете Белл Х-2 с ЖРД Райт (с тягой около 7000 кг) в одном из полетов была достигнута скорость ~ 3000 км/час, а в другом полете, закончившем-



Фиг. 0.3. Зенитный ракетный снаряд «Ника».

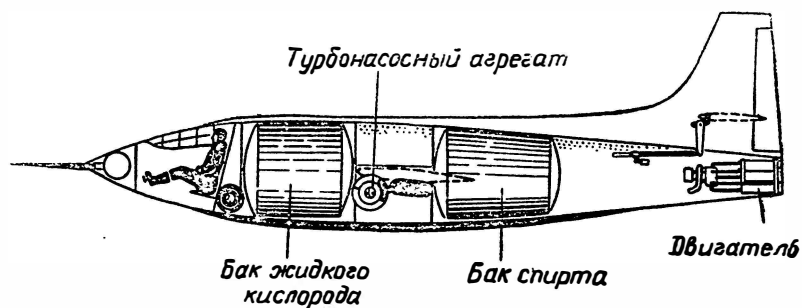
ся катастрофой, была достигнута высота 38400 м. На экспериментальном самолете Дуглас Д-558-2 «Скайрокет» с двигателем Ризкши-Моторс расчетная скорость составляет 2000 км/час и максимальная высота 24 км. Такой самолет может выполнять задачи истребителя-перехватчика.

Вспомогательные ЖРД на самолете для обеспечения старта или одновременно и для увеличения максималь-

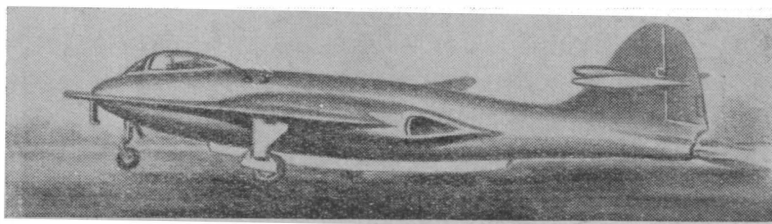


Фиг. 0.4. Четырехкамерный ЖРД.

ной скорости полета. В качестве примера приведем английский истребитель «Хоукер» с турбореактивным двигателем; в хвостовой



Фиг. 0.5. Экспериментальный самолет Белл Х-1А.

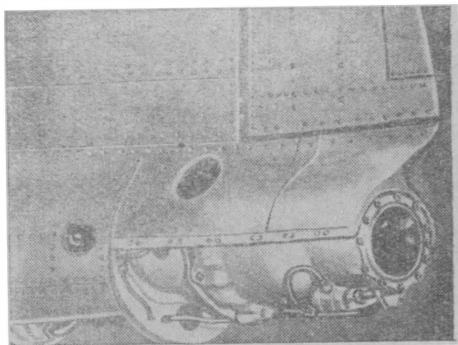


Фиг. 0.6 Истребитель Хоукер на взлете.

части истребителя установлен ЖРД Армстронг-Сиддли «Снарлер» с тягой 910 кг (фиг. 0.6 и 0.7). ЖРД используются в качестве

стартовых ускорителей тяжелых самолетов в ряде стран. Например, на бомбардировщике В-47 (США) установлено дополнительно с основными турбореактивными двигателями два ЖРД «Эроджет» по 9 т тяги каждый; эти ЖРД используются не только на старте, но и для кратковременного увеличения максимальной скорости в полете.

Установка ЖРД на истребитель, где в качестве основного двигателя принят другой тип, — например, ТРД — за последнее время приобретает новое значение. Это уже не только вспомогательная силовая установка, а вместе с другим двигателем представляет комбинацию двигателей, наилучшим образом удовлетворяющую тактико-техническим требованиям самолета. Кроме истребителя «Хоукер», в Англии создаются также сверхзвуковые перехватчики Саундерс Ро Р-53 и Финглиш Электрик Р-1 с ТРД «Джайрон» и ЖРД «Спектр». Оба двигателя изготавливает фирма Де Хэвилленд. Особое значение будет иметь ЖРД в смешанной силовой установке с ПВРД.



Фиг. 0.7. Установка ЖРД Армстронг-Сиддли на истребителе Хоукер.

Аппараты для космических полетов. Независимость внутреннего процесса ЖРД от внешней среды делает этот тип двигателя одним из наиболее пригодных для использования в аппарате для создания искусственного спутника Земли и для межпланетных полетов. Именно в связи с этим и появилась, как уже указывалось, идея ЖРД у нашего знаменитого соотечественника К. Э. Циолковского. Для создания огромных скоростей, необходимых для преодоления силы земного притяжения и создания, например, спутника Земли, при современных топливах и окислителях требуется разработка многоступенчатой составной ракеты. По литературным данным, в США подготавливается трехступенчатая ракета «Авангард». Первая ступень (Дженерал-Электрик) имеет тягу ~ 12250 кг, работает на топливе, представляющем смесь бензина, этилового спирта и кремниевого масла, и окислителе — жидком кислороде; продолжительность работы ~ 140 сек.; подача топлива и окислителя — с помощью насосов. Вторая ступень строится фирмой Эроджет; тяга двигателя не указывается; топливо — диметилгидразин; окислитель — азотная кислота. Третья ступень имеет двигатель на твердом топливе. По данным других американских расчетов, для создания спутника Земли весом всего 13,6 кг на высоте 800 км нужна трехступенчатая ракета с полным начальным весом ~ 20 т и с тягой двигателя первой ступени ~ 30 т.

Радикальное решение в области двигателей для межпланетных полетов может быть получено только при использовании атомной энергии для существенного увеличения скорости истечения подходящих рабочих тел путем соответствующего нагрева их в реакторе или путем использования энергии расщепления тяжелых атомов или термоядерных реакций для получения кинетической энергии и работы перемещения аппарата иным, более эффективным процессом.

В современной военной технике ЖРД уже занимает большое место. В Советском Союзе теория и практика создания жидкостно-реактивных двигателей различного назначения сделали огромный шаг вперед, особенно за последние годы. Маршал Советского Союза Г. К. Жуков в своем выступлении на XX съезде КПСС сказал: «Советские Вооруженные Силы имеют теперь разнообразное атомное и термоядерное оружие, мощное ракетное и реактивное вооружение разных типов, в том числе ракеты дальнего действия».

Глава I

ТЕРМОДИНАМИКА ДВИГАТЕЛЯ

§ 1.1. СХЕМА ПРОЦЕССА ДВИГАТЕЛЯ

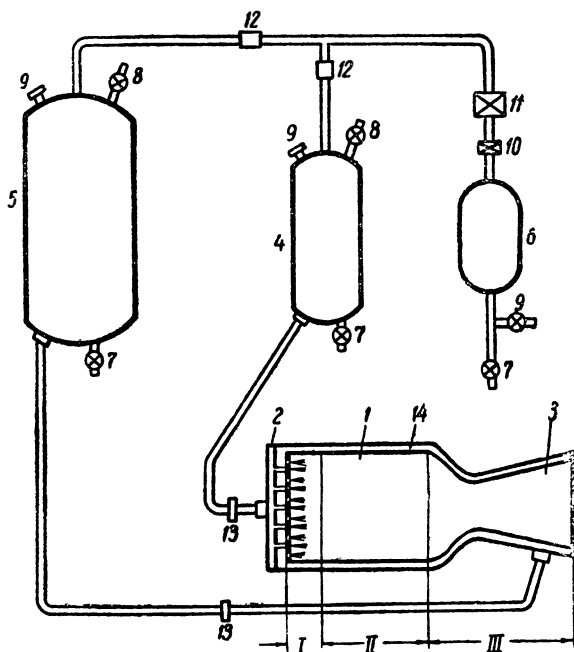
Для осуществления процесса жидкостно-реактивного двигателя (ЖРД) чаще всего необходимы два исходных вещества — горючее (топливо) и окислитель. В отличие от газотурбинных и поршневых двигателей, у которых в качестве окислителя используется воздух из атмосферы, в жидкостно-реактивных двигателях применяются специальные окислители. Ввиду этого на борту летательного аппарата или в корпусе снаряда необходимо иметь емкости не только для топлива, но и для окислителя. Реакция между горючим и окислителем осуществляется с выделением тепла и значительным повышением температуры конечных продуктов. В зависимости от того, каково сечение сопла для истечения продуктов реакции из двигателя, в реактивной камере последнего устанавливается определенное давление, существенно превышающее давление внешней среды. Ввиду этого горючее и окислитель подаются в камеру двигателя под давлением, несколько большим давления в камере.

Схема жидкостно-реактивного двигателя приведена на фиг. 1.1. Собственно двигатель состоит из реакционной камеры 1, головки 2 и сопла Лавалья 3. Горючее из бака 4 и окислитель из бака 5 в данном случае вытесняются сжатым газом, аккумулярованным в баке 6, и поступают непрерывно в двигатель, распыливаясь и перемешиваясь друг с другом у головки двигателя в нужной пропорции. В реакционной камере условно можно выделить две зоны: I—зону подготовки и II—зону реакции. В обеих этих зонах на установившемся режиме сохраняется некоторое постоянное давление реакции p_k . Сопло Лавалья образует III зону — зону расширения продуктов реакции от давления p_k до давления p_c на срезе сопла, при этом скорость продуктов реакции относительно двигателя на выходе из сопла достигает некоторой величины w_c . В общем случае давление $p_c \neq p_h$, где p_h — давление внешней среды.

Схема двигателя осложняется различными пусковыми, эксплуатационными и контрольными устройствами и приборами и мо-

жет иметь другие системы подачи горючего и окислителя, но на этих деталях сейчас останавливаться нет необходимости.

Процесс двигателя принципиально не изменится, если в двигатель будет вводиться не горючее и окислитель, а одно какое-либо вещество, способное при определенных условиях разлагаться с выделением тепла и образованием газообразных продуктов разложения. Величина скорости ω_c будет зависеть от теплоты образования продуктов реакции горючего и окислителя или теплоты реакции разложения вводимого в двигатель вещества, а также от свойств образующихся при реакции газов.



Фиг. 1.1. Схема ЖРД.

1—реакционная камера; 2—головка; 3—сопло Лавала; 4—бак для горючего; 5—бак для окислителя; 6—бак для сжатого воздуха; 7—краны сливные для горючего и окислителя и для выпуска воздуха; 8—клапаны для вентиляции; 9—штуцеры и клапан для зарядки баков; 10—клапан дистанционного управления; 11—газовый редуктор; 12—контрольные клапаны; 13—клапаны дистанционного управления или разрывные мембраны; 14—охлаждающая рубашка.

Если процесс основан на окислительной реакции, то двигатель получается высокотемпературным, так как при сгорании горючего образуются продукты с высокой температурой ($>2500^\circ \text{abc}$). Если процесс основан на реакции разложения, то обычно двигатель получается низкотемпературным, так как при использовании принятых в практике веществ образуются продукты разложения с относительно низкой температурой ($<1000^\circ \text{abc}$).

При высокотемпературном процессе следует считаться с наличием диссоциации продуктов реакции, так как влияние диссоциации на тепловой эффект реакции и на температуру газов велико. Кроме того, в этом случае для обеспечения надежного действия двигателей, даже в случае однократного их применения, приходится охлаждать стенки камеры, сопла и головки одним или обоими компонентами рабочего тела (фиг. 1.1). Исключение составляют двигатели малых размеров с очень коротким периодом работы (несколько секунд).

В дальнейшем изложении под рабочим телом будем понимать исходные вещества, вводимые в реакционную камеру, а также промежуточные и конечные продукты реакции. Горючее и окислитель в специальной литературе принято называть компонентами рабочего тела. В случае окислительной реакции мы имеем дело с двухкомпонентным рабочим телом, но, вообще говоря, последнее может быть трех- и более компонентным. Наоборот, принято говорить об однокомпонентном или унитарном рабочем теле, если используется реакция его разложения с выделением тепла и выходом газообразных продуктов. В случае двух- и более компонентного рабочего тела в зоне подготовки I происходят процессы распыливания, испарения и смешения компонентов, а также процессы предпламенного окисления и разложения реагентов; при унитарном рабочем теле в зоне I совершаются процессы распыливания и испарения.

В результате направленного выброса с большой скоростью продуктов реакции окисления или разложения из реакционной камеры через сопло во внешнюю среду получается сила тяги двигателя, действующая в сторону, противоположную вектору скорости w_c . Сила тяги двигателя, как это будет доказано дальше, при прочих равных условиях пропорциональна массе вытекающих из двигателя газов и их скорости относительно двигателя.

Из рассмотрения схемы двигателя и его процесса можно сделать следующие основные выводы:

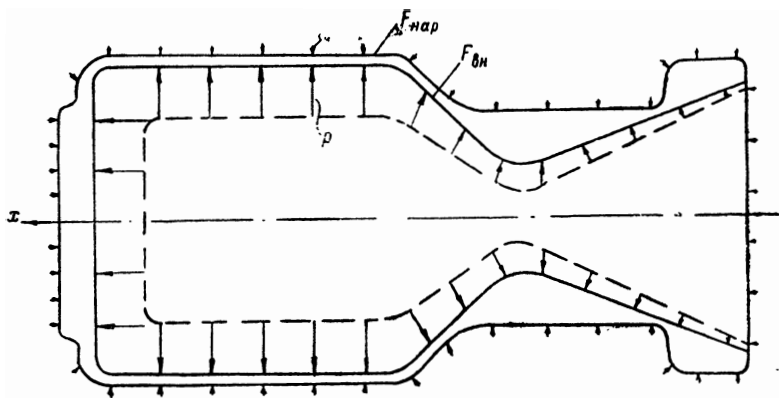
1) жидкостно-реактивный двигатель развивает тягу, используя вещества, находящиеся на самом летательном аппарате, поэтому двигатель является вполне автономным, т. е. способным развивать тягу на любой высоте, при наличии и при отсутствии воздуха в пространстве; остальные двигатели (газотурбинные, бескомпрессорные воздушно-реактивные и поршневые двигатели) нуждаются во внешнем воздухе, кислород которого необходим для окисления горючего, используемого в двигателе и находящегося на летательном аппарате;

2) жидкостно-реактивный двигатель способен развивать большую по абсолютной величине силу тяги, для чего необходимо обеспечить выброс значительных масс продуктов реакции с большой скоростью; в этом отношении, как будет показано дальше, жидкостно-реактивный двигатель имеет существенное преимущество перед остальными типами двигателей;

3) необходимость иметь на самом летательном аппарате весь запас исходных веществ (горючее и окислитель или вещество, способное разлагаться с выделением тепла и с газообразованием), сильно ограничивает продолжительность работы двигателя во времени; в этом отношении жидкостно-реактивные двигатели значительно уступают всем остальным типам двигателей (кроме пороховых).

§ 1.2 ТЯГА ДВИГАТЕЛЯ, УДЕЛЬНАЯ ТЯГА, УДЕЛЬНЫЙ РАСХОД И УДЕЛЬНЫЙ ВЕС

Тяга. Силой тяги или просто тягой двигателя называется результирующая всех сил, действующих на двигатель и обусловленных его процессом и давлением невозмущенной среды. Эта результирующая сила является причиной движения аппарата, на котором установлен двигатель; в установившемся горизонтальном движении тяга двигателя при определенной скорости аппарата уравнивается внешними силами сопротивления; в неустановившемся горизонтальном движении тяга двигателя используется на ускорение аппарата и на преодоление внешних сопротивлений.



Фиг. 1.2. Распределение сил давления по двигателю.

Исходя из определения силы тяги, можно было бы вычислить ее величину при установившемся процессе двигателя на данной высоте из выражения (фиг. 1.2):

$$T = \int_{F_{\text{вн}}} p dF \cos \alpha - p_n \int_{F_{\text{нар}}} dF \cos \alpha, \quad (1.1)$$

где p — переменное давление газов внутри двигателя, действующее нормально к элементарной поверхности dF ;
 α — угол между нормалью к dF (т. е. между вектором pdF или $p_n dF$) и положительным направлением оси x (направлением действия вектора T);

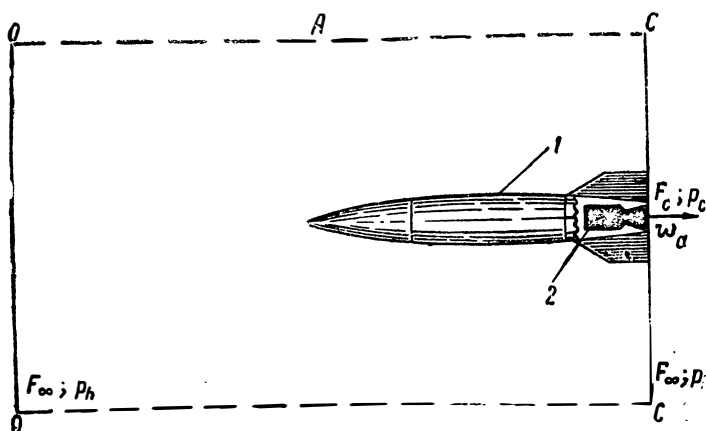
$F_{\text{вн}}$ — внутренняя поверхность двигателя;

$F_{\text{нар}}$ — наружная поверхность двигателя;

p_n — давление внешней среды.

В обоих членах правой части выражения (1.1) все цилиндрические участки внутренней и внешней поверхностей, параллельные оси x , следует исключить, рассматривая лишь, например, днище, сопло и переходные поверхности к ним. Подсчет силы тяги таким путем сложен и не вполне точен, так как необходимо знать закон изменения давления на участке всего сопла, между тем этот закон, — особенно на сужающейся части сопла от конца камеры до критического сечения, — не всегда бывает известен.

Проще и удобнее вычислять силу тяги двигателя, применяя теорему импульсов (закон количества движения). В установившемся процессе импульс за единицу времени (1 сек.) численно равен силе тяги. В этом случае алгебраическая сумма проекций на данное направление всех сил, действующих на тело, равна изменению количества движения тела в этом направлении за 1 сек.



Фиг. 1.3. К выводу формулы тяги.

Пусть летательный аппарат 1 (фиг. 1.3) перемещается на некоторой постоянной высоте H с абсолютной (относительно земли) установившейся скоростью ω_0 (м/сек). Двигатель 2, установленный на аппарате, имеет выходное сечение сопла F_c (см²); давление газов на срезе сопла равно p_c (кг/см²), а их скорость относительно двигателя ω_c (м/сек) и абсолютная скорость относительно земли $\omega_a = \omega_c - \omega_0$. Возьмем две контрольные плоскости, перпендикулярные к направлению полета: одну (O) — далеко впереди аппарата, вторую (C) — на срезе сопла. Площадь F_∞ этих плоскостей, — практически бесконечно большая сравнительно с F_c , — ограничена некоторой цилиндрической поверхностью A. Силы внешнего трения и все другие сопротивления движению аппарата нас не интересуют в данном случае, потому что в установившемся движении они, как указывалось, равны силе тяги T . С этой точки зрения можно считать давление в выделенном объеме, кроме поверхности F_c одинаковым и равным p_h .

Рабочее тело, покидающее двигатель, имело начальную абсолютную скорость w_0 в направлении полета и, после включения его в процесс двигателя, получило конечную абсолютную скорость w_a , направленную в сторону, противоположную полету. Следовательно, элементарное изменение количества движения в рассматриваемой системе координат относительно земли будет равно

$$(w_a + w_0) dm = w_c dm;$$

здесь dm — элементарное массовое количество газов, покинувших двигатель за время $d\tau$. За 1 сек. изменение количества движения будет

$$\int_{\tau=0}^{\tau=1 \text{ сек.}} w_c dm = w_c \int_{\tau=0}^{\tau=1 \text{ сек.}} dm = \frac{G_\Sigma}{g} w_c, \quad (1.2)$$

где G_Σ — секундный расход рабочего тела ($кг/сек$);

g — ускорение силы тяжести на данной высоте ($м/сек^2$).

Алгебраическая сумма всех сил, действующих на выделенный объем в направлении полета, будет

$$\int_0^A p_h dF - \int_C^A p dF + T.$$

Здесь индексы у знаков интегрирования указывают, что суммирование производится по плоскостям O и C ; силы, действующие на поверхность A , по понятным причинам исключаются. Это выражение можно переписать так:

$$p_h F_\infty - p_h (F_\infty - F_c) - p_c F_c + T$$

или

$$T - F_c (p_c - p_h). \quad (1.3)$$

Приравнявая (1.2) и (1.3), получим выражение силы тяги двигателя при установившемся процессе на данной высоте полета:

$$T = \frac{G_\Sigma}{g} w_c + F_c (p_c - p_h). \quad (1.4)$$

При указанных выше размерностях правой части сила тяги выражается в $кг$.

Первый член правой части выражения (1.4), именно $\frac{G_\Sigma}{g} w_c$, называется динамической слагающей силы тяги; второй член $F_c (p_c - p_h)$ — статической слагающей силы тяги.

Если $p_c = p_h$, т. е. в сопле осуществляется полное расширение газов от давления p_k в камере до давления p_h среды, то статическая слагающая сила тяги

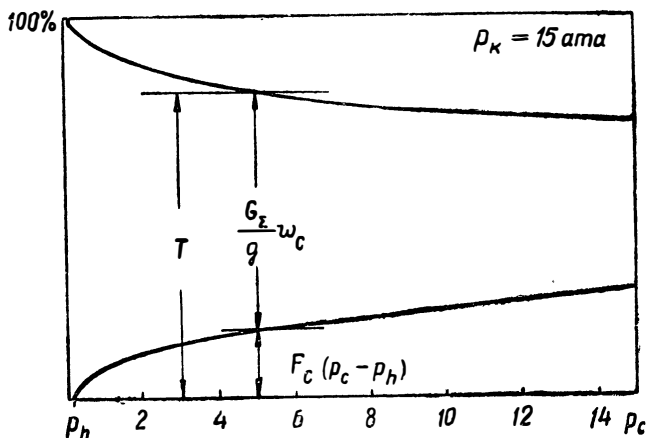
$$F_c (p_c - p_h) = 0$$

и тяга равна

$$T = \frac{G_v}{g} \omega_c. \quad (1.4')$$

Здесь, при $p_c = p_h$, скорость ω_c по своему численному значению будет больше величины ω_c в выражении (1.4), если в последнем $p_c > p_h$ и, следовательно, расширение газов в сопле было неполным. Случай $p_c < p_h$ мы здесь не рассматриваем.

При различных соплах, обеспечивающих, при одинаковом секундном расходе, разные степени расширения газов от некоторого постоянного давления p_k в камере до переменного давления на срезе сопла $p_c \geq p_h$, изменяется соотношение величин первого и второго членов правой части выражения (1.4). При $p_c = p_h$ динамическая слагающая достигает максимального значения, в то время как статическая слагающая численно равна нулю. При $p_c > p_h$ и по мере увеличения p_c величина динамической слагающей уменьшается, а статической, наоборот, возрастает, однако, в целом сила тяги все-таки уменьшается (фиг. 1.4). Из этого сле-



Фиг. 1.4. Соотношение между динамической и статической составляющими силы тяги.

дует, что правильное проектирование сопла с учетом всех режимов и траектории полета аппарата на активном участке, на котором двигатель работает, имеет большое значение.

В § 1.1 мы указали, что жидкостно-реактивный двигатель обладает способностью развивать большую тягу и, следовательно, при большой скорости полета развивает большую мощность. Действительно, двигатель немецкой ракеты V-2 развивал тягу на уровне моря $T \approx 25000$ кг. При скорости аппарата $\omega_0 = 1500$ м/сек мощность, соответствующая указанной тяге, будет равна

$$N = \frac{25000 \cdot 1500}{75} = 500\,000 \text{ л. с.}$$

Для поршневых авиационных двигателей развитие такой мощности представляет совершенно невыполнимую задачу; для турбореактивных двигателей развитие 25 т тяги при скорости полета 1500 м/сек является пока еще нерешенной задачей, в то время как для жидкостно-реактивного двигателя возможность развития 200 т тяги не может в настоящее время вызывать сомнения. Так как тяга жидкостно-реактивного двигателя не зависит от скорости полета, как это видно из выражения (1.4), то этот тип двигателя находится вне конкуренции там, где требуется развитие большой тяги при очень большой сверхзвуковой скорости полета.

Удельная тяга. Удельной тягой $T_{уд}$ двигателя называется тяга, отнесенная к расходу рабочего тела в 1 кг/сек. Из этого определения вытекает размерность удельной тяги $T_{уд} \left(\frac{\text{кгсек}}{\text{кг}} \right)$, а ее численная величина получится из выражения (1.4):

$$T_{уд} = \frac{T}{G_{\Sigma}} = \frac{w_c}{g} + F_c \frac{p_c - p_h}{G_{\Sigma}}.$$

Но

$$G_{\Sigma} = \mu_c F_c w_c \gamma_c,$$

где μ_c — коэффициент расхода сопла, отнесенный к выходному сечению F_c , скорости w_c и весовой плотности γ_c газов в этом сечении; следовательно,

$$T_{уд} = \frac{w_c}{g} + \frac{p_c - p_h}{\mu_c w_c \gamma_c}. \quad (1.5)$$

При $p_c = p_h$, т. е. при полном расширении газов в сопле, удельная тяга будет равна:

$$T_{уд} = \frac{w_c}{g}. \quad (1.5')$$

Если $p_c \neq p_h$, можно подсчитать величину удельной тяги также по формуле (1.5'), подставив в нее вместо действительной скорости w_c некоторую условную скорость w_c' истечения газов из сопла, определяемую формулой:

$$w_c' = w_c + \frac{g(p_c - p_h)}{\mu_c w_c \gamma_c}. \quad (1.5'')$$

Чем больше величина удельной тяги, тем больше величина абсолютной тяги двигателя при заданном секундном расходе рабочего тела или тем меньше секундный расход для заданной тяги двигателя. Чем больше удельная тяга, тем, при прочих равных условиях, будет больше дальность полета аппарата при одинаковом суммарном расходе рабочего тела.

Величина удельной тяги зависит от рода рабочего тела двигателя и от параметров его процесса и отличается стабильностью значения своей величины для каждого типа рабочего тела и уров-

ния процесса в двигателе. В построенных двигателях в зависимости от рабочего тела и параметров процесса

$$T_{уд} = 180 \div 250 \text{ кг} \cdot \text{сек} / \text{кг}$$

Для перспективных горючих и окислителей и для перспективных параметров процесса можно считать

$$T_{уд} = 300 \div 400 \text{ кг} \cdot \text{сек} / \text{кг}.$$

Удельный расход. Под удельным расходом C_T понимается расход рабочего тела (унитарного или смеси горючего и окислителя) на развитие тяги в 1 кг в течение одного часа. Следовательно,

$$C_T = \frac{3600 G_{\Sigma}}{T} \text{ кг} / \text{кг} \cdot \text{час} \quad (1.6)$$

или

$$C_T = \frac{3600}{T_{уд}}. \quad (1.7)$$

Величина C_T , при прочих равных условиях (род рабочего тела, параметры процесса), определяет экономичность жидкостно-реактивного двигателя, совершенство его процесса. Чем меньше величина удельного расхода, тем совершеннее двигатель. В построенных конструкциях двигателей, соответственно указанным выше значениям удельных тяг, удельный расход составляет

$$C_T = 14,5 \div 20 \text{ кг} / \text{кг} \cdot \text{час}.$$

В § 1.1 мы указали, что одной из особенностей жидкостно-реактивных двигателей является большой расход рабочего тела, ввиду чего продолжительность его работы во времени сильно ограничивается. Действительно, если принять $T = 25 \text{ т}$ и $C_T = 20 \text{ кг} / \text{кг} \cdot \text{час}$, то часовой расход рабочего тела составит 500 т; если же принять $T = 100 \text{ т}$, то часовой расход рабочего тела даже при $C_T = 15 \text{ кг} / \text{кг} \cdot \text{час}$ составит колоссальную величину (1500 т).

Удельный вес двигательной установки $\gamma_{д.у}$ для реактивных двигателей, в том числе и для ЖРД, определяется, как отношение веса $G_{д.у}$ всей установки в целом (включая баки, трубопроводы и пр.) к тяге, развиваемой двигателем:

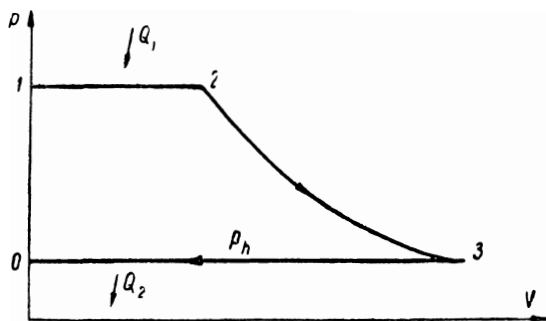
$$\gamma_{д.у} = \frac{G_{д.у}}{T} \text{ кг} / \text{кг}.$$

Удельный вес двигательной установки имеет большое значение, особенно для ракет, так как, при прочих равных условиях, он влияет на максимальную скорость и дальность аппарата. Чем меньше масса ракеты, тем сильнее сказывается влияние веса силовой установки. Жидкостно-реактивные двигатели имеют удельный вес в пределах 0,01—0,06.

Для малых ракет имеет важное значение и компактность (габариты) силовой установки, так как при заданной продолжительности работы двигателя габариты двигательной установки, вместе с объемом необходимых компонентов рабочего тела, определяют размеры ракеты.

§ 1.3. ИДЕАЛЬНЫЙ ЦИКЛ, ТЕРМИЧЕСКИЙ К. П. Д. И МАКСИМАЛЬНАЯ (ИДЕАЛЬНАЯ) СКОРОСТЬ ИСТЕЧЕНИЯ ГАЗОВ

Жидкостно-реактивный двигатель не является тепловой машиной, предназначенной для непосредственного получения в самом двигателе механической работы из внесенного тепла с помощью того или иного цикла термодинамических элементарных процессов. Несмотря на это, так же, как и в случае воздушно-реактивных двигателей, действующих не периодически, а непрерывно и предназначенных для развития силы, а не крутящего момента, вполне закономерным является графическое представление его термодинамического цикла и общее его исследование для установления и понимания основных зависимостей и факторов, определяющих свойства цикла.



Фиг. 1.5. Идеальный цикл ЖРД.

Ближе всего к процессу жидкостно-реактивного двигателя подходит идеальный цикл бескомпрессорного (так называемого прямого) ВРД, где подвод тепла всегда предполагается при $p = \text{пост}$. Вместо процесса сжатия воздуха в ВРД, в случае ЖРД повышается давление жидких рабочих тел, которые поступают в камеру сгорания, оставаясь в жидкой фазе. Пренебрегая объемом и работой сжатия (повышения давления) рабочего тела в жидкой фазе, можно идеальный цикл жидкостно-реактивного двигателя принять в виде графика, изображенного на фиг. 1.5. Изобара 1—2 представляет участок, на котором подводится тепло Q_1 ; давление p_k в камере в идеальном цикле принимается то, которое устанавливается в реальном процессе; адиабата 2—3 в идеальном цикле соответствует процессу расширения газов в сопле от начального давления p_k до конечного давления $p_c = p_h$; линия 3—0 условно представляет замыкающую цикл изобару с отводом тепла Q_2 от цикла; линия 0—1 показывает повышение давления жидких рабо-

чих тел, вводимых в двигатель; объемом этих тел, как ничтожно малым сравнительно с объемами газообразных продуктов, мы условились выше пренебречь.

Если через $h_u \left(\frac{\text{кал}}{\text{кг}} \right)$ обозначить рабочую или низшую теплотворную способность или теплоту реакции разложения 1 кг рабочего тела, вводимого в двигатель, то

$$Q_1 = h_u = i_2 - i_1$$

или

$$Q_1 = h_u \approx C_p T_z. \quad (1.8)$$

Здесь i_2 и i_1 — теплосодержание рабочего тела соответственно при конечной и начальной температурах в точках 2 и 1;

C_p — постоянная теплоемкость идеального процесса или средняя теплоемкость продуктов реакции в интервале температур от 0°C до T_z абс;

T_z — теоретическая температура газов в точке 2, в предположении отсутствия потерь тепла в камере и при скорости газов, равной нулю.

Написание выражения тепла Q_1 через температуру T_z конца реакции в форме (1.8), очевидно, предполагает, что начальным теплосодержанием жидкого рабочего тела можно пренебречь.

Для унитарного рабочего тела теплота реакции всегда определенная величина h_u . Если при окислительной реакции соотношение компонентов таково, что окислителя меньше, чем количество, требуемое по стехиометрическому уравнению, тогда вместо h_u следует в формулу (1.8) и последующие подставлять величину $h_a < h_u$ поскольку часть тепла не сможет выделиться из-за недостатка окислителя. В соответствующем разделе курса будет показано, как вычислить h_a . В общем случае

$$Q_1 = h_a \approx C_p T_z. \quad (1.8')$$

Работа идеального цикла, численно равная кинетической энергии продуктов сгорания в точке 3 — в конце адиабатического процесса расширения, напишется в форме:

$$L_{\text{ид}} = \frac{k}{k-1} RT_z \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right] \quad (1.9)$$

или

$$AL_{\text{ид}} = C_p T_z \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]. \quad (1.10)$$

Здесь k — постоянный показатель идеального адиабатического процесса;

R — газовая постоянная продуктов реакции.

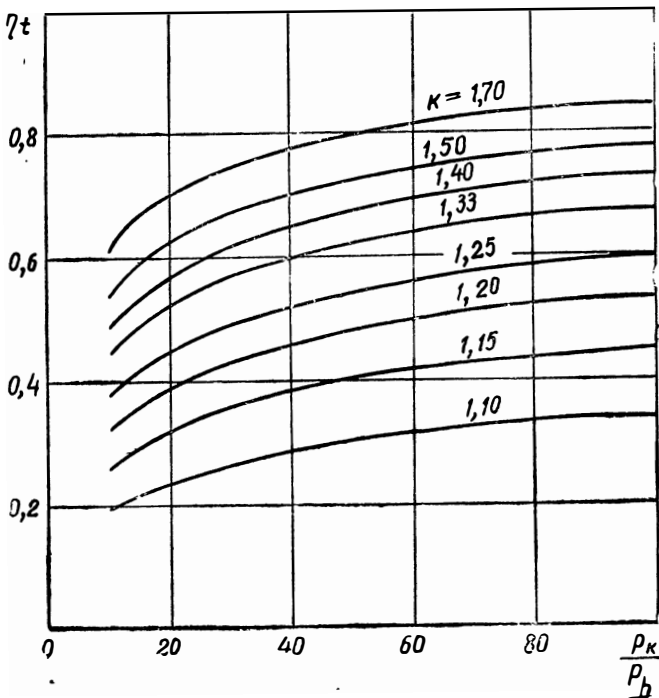
Термический к. п. д. идеального цикла

$$\eta_t = \frac{AL_{ид}}{Q_1}$$

или на основании (1.8) или (1.8') и (1.10)

$$\eta_t = 1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}}. \quad (1.11)$$

Термический к. п. д. идеального жидкостно-реактивного двигателя зависит только от степени расширения газов $\left(\pi = \frac{p_k}{p_h} \right)$ и от рода рабочего тела (k). На фиг. 1.6 дана зависимость η_t от π для разных значений k . Чем меньше теплоемкость газа, тем выше



Фиг. 1. . Зависимость термического к. п. д. от степени расширения газа.

термический к. п. д. С этой точки зрения, увеличение содержания многоатомных газов в продуктах сгорания нежелательно. Величина термического к. п. д. достигает в пределе значения $\eta_t \rightarrow 1$ при $p_h \rightarrow 0$ *. Этот случай соответствует идеальному циклу без потерь

* Это не противоречит второму закону, так как если $p_h = 0$, то и $T_h = 0$, а в этом случае для цикла Карно также $\eta_t = 1$.

и полному расширению газов в пустоту независимо от величины начального давления p_k .

В зависимости от того, с каким рабочим телом осуществлять идеальный цикл, получаются различные величины термического к. п. д. цикла при одной и той же величине степени расширения π . Если идеальный цикл осуществлять с реальным рабочим телом (например, продуктами реакции) и учитывать диссоциацию, а также зависимость его теплоемкости от температуры, то величины T_z [из формулы (1.8)] и η_t будут меньше, чем для случая $C_p = \text{const.}$, что известно из термодинамики. При расчетах за идеальный цикл целесообразно принимать цикл, осуществляемый реальным рабочим телом (с переменным составом, переменной теплоемкостью и диссоциацией), так как такой цикл позволит точнее судить о том, насколько реальный процесс в двигателе приближается к теоретически возможному. В этом случае величина C_p в формуле (1.8) будет учитывать не только состав рабочего тела и зависимость теплоемкости от температуры, но и диссоциацию продуктов сгорания при температуре T_z . Как находить температуру T_z , будет показано в главе III. Действительная температура T_k будет отличаться от температуры T_z продуктов реакции в конце камеры только вследствие неполноты реакции и тепловых потерь в стенку камеры.

Работа цикла $L_{ид}$ используется полностью в идеальном цикле жидкостно-реактивного двигателя для получения кинетической энергии струи газов, вытекающих из сопла. Значение скорости $w_{ид}$ истечения газов из сопла идеального двигателя определится из равенства

$$\frac{w_{ид}^2}{2g} = L_{ид},$$

отсюда, имея в виду (1.9),

$$w_{ид} = \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_z \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]} \quad (1.12)$$

или

$$w_{ид} = \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_z \eta_t}. \quad (1.13)$$

Так как в общем случае ($h_a < h_u$) из (1.8')

$$\frac{k}{k-1} RT_z = \frac{h_a}{A},$$

то

$$w_{ид} = \sqrt{2g \frac{h_a}{A} \eta_t} \quad (1.14)$$

или, так как h_a относится к 1 кг рабочего тела на земле, где $g = 9,81 \text{ м/сек}^2$, то

$$w_{ид} = 91,3 \sqrt{h_a \eta_t}. \quad (1.14')$$

Максимальное значение идеальной скорости $w_{ид\ max}$ получится при $h_z = h_u$ и будет равно:

$$w_{ид\ max} = \sqrt{2g \frac{h_u}{A} \tau_{it}} . \quad (1.14'')$$

Формула (1.14) показывает, что максимальная (идеальная) скорость истечения газов в идеальном жидкостно-реактивном двигателе зависит от теплоты реакции 1 кг рабочего тела и от термического к. п. д. цикла.

Очевидно, удельная тяга идеального жидкостно-реактивного двигателя равна:

$$T_{уд\ id} = \frac{w_{ид}}{g} . \quad (1.15)$$

§ 1.4. ДЕЙСТВИТЕЛЬНЫЙ ПРОЦЕСС И СКОРОСТЬ ГАЗОВ. КОЭФФИЦИЕНТЫ ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ

Действительный процесс отличается от идеального наличием потерь в реакционной камере и в сопле.

Потери в реакционной камере определяются следующими причинами:

1) реакция (окисления или разложения) не успевает полностью завершиться в камере и из-за этого часть Δh_1 тепла не успевает выделиться (неполнота реакции);

2) часть Δh_2 теплоты реакции рабочего тела затрачивается на диссоциацию продуктов реакции; роль диссоциации в реакциях окисления значительна, так как температура сгорания в жидкостно-реактивных двигателях равна 2800—3200° абс. и даже выше;

3) часть тепла Δh_3 передается от газов через стенки охлаждающему двигатель агенту; хотя это тепло невелико и чаще всего вновь возвращается в камеру двигателя вместе с компонентом рабочей смеси, использованным для охлаждения стенок двигателя, однако такой процесс является необратимым и, следовательно, связан с потерей работоспособности газа, так как тепло из системы отводится при высокой температуре, а сообщается—при низкой.

Основными потерями тепла в высокотемпературной камере являются первые две. В низкотемпературных двигателях, процесс которых основан на применении реакции разложения, главной потерей является только первая.

Можно и, как указывалось, целесообразно затрачиваемое на диссоциацию тепло учесть заранее в величине термического к. п. д. идеального цикла, осуществляемого реальными продуктами реакции, так же, как можно учитывать переменную теплоемкость газов. Если учесть переменную теплоемкость и диссоциацию газов в величине термического к. п. д., то отклонение реального процесса в камере реального двигателя от идеального будет меньше и будет уже полностью определяться только неполнотой реакции и необратимым процессом теплообмена со стенками.

Если все потери тепла в реакционной камере оценить величиной Δh , то можно определить коэффициент полезного действия камеры η_k из отношения:

$$\eta_k = \frac{h_a - \Delta h}{h_a}, \quad (1.16)$$

где в общем случае $h_a \leq h_u$.

В выполненных конструкциях камер $\eta_k \approx 0,9 - 0,96$.

Так как $\eta_k < 1$, то действительная температура T_k газов в конце камеры будет меньше температуры T_z идеального процесса без потерь.

Очевидно,

$$C_p T_k \approx h_a - \Delta h. \quad (1.17)$$

Можно принять одинаковыми средние теплоемкости идеального и действительного процессов. Это вполне допустимо, если в идеальном процессе учтена переменная теплоемкость и состав газов в действительном процессе не отличается от состава в идеальном. В этом случае из (1.16), используя (1.8) и (1.17), получится выражение к. п. д. камеры:

$$\eta_k = \frac{T_k}{T_z}. \quad (1.18)$$

Если от действительной температуры T_k в конце реакционной камеры процесс расширения в сопле принят адиабатическим, то полученная в результате этого скорость может быть названа теоретической; она вычисляется по формуле ($p_c = p_h$)

$$w_T = \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_k \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_c} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}. \quad (1.19)$$

Можно установить связь между w_T и $w_{ид}$ с помощью коэффициента φ_k , который учитывает уменьшение идеальной скорости из-за наличия неучтенных в идеальном цикле потерь в реальной камере:

$$w_T = \varphi_k w_{ид}.$$

На основании (1.19), (1.12) и (1.18) можно написать:

$$\varphi_k = \sqrt{\eta_k} \quad (1.19')$$

или

$$\eta_k = \varphi_k^2. \quad (1.19'')$$

Теоретической скорости соответствует теоретическая работа

$$L_T = \frac{k}{k-1} RT_k \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_c} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]. \quad (1.20)$$

Очевидно,

$$L_T = \frac{w_T^2}{2g}. \quad (1.21)$$

В реальном сопле осуществляются следующие процессы:

1) расширение газов с понижением температуры и давления и увеличением их скорости вдоль сопла;

2) продолжение выделения тепла как вследствие незавершения реакции в камере, так и вследствие рекомбинации (ассоциации) продуктов диссоциации при понижении температуры газов в сопле;

3) отвод части тепла от газов в стенки.

Кроме этого, в сопле из-за большой скорости газов можно отметить трение газа о стенки и внутреннее трение в самом газе, что уменьшает действительную скорость истечения.

В силу указанных причин действительный процесс в сопле не будет адиабатическим, а будет протекать по сложному закону, различному на разных участках сопла с переменным составом газов вдоль сопла.

Действительный процесс расширения можно заменить эквивалентным ему (например, по величине выходной скорости) политропическим процессом с некоторым постоянным показателем n . В этом случае действительная выходная скорость газов из сопла будет

$$w_c = \sqrt{2g \frac{n}{n-1} RT_k \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{n-1}{n}} \right]} \quad (1.22)$$

и действительная внутренняя работа реального цикла

$$L_i = \frac{n}{n-1} RT_k \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{n-1}{n}} \right]. \quad (1.23)$$

Очевидно,

$$L_i = \frac{w_c^2}{2g}. \quad (1.24)$$

Величину к. п. д η_c сопла можно получить, если взять отношение выражений (1.23) и (1.20):

$$\eta_c = \frac{L_i}{L_T} = \frac{n}{n-1} \frac{k-1}{k} \frac{1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{n-1}{n}}}{1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}}}. \quad (1.25)$$

Коэффициент полезного действия η_c сопла показывает влияние отклонения действительного процесса в сопле от адиабатического на эффективность цикла жидкостно-реактивного двигателя при одинаковых начальных параметрах газа (p_k, T_k) и при одинаковой степени расширения $\pi = \frac{p_k}{p_h}$. Величина η_c в выполненных конструкциях составляет 0,84 - 0,92.

Из (1.19) и (1.22) следует, что

$$\eta_c = \frac{w_c^2}{w_T^2}. \quad (1.26)$$

Если принять

$$w_c = \varphi_c w_T,$$

где φ_c — коэффициент скорости сопла, то

$$\eta_c = \varphi_c^2. \quad (1.27)$$

Внутренний к. п. д. η_i действительного процесса в жидкостно-реактивном двигателе в стендовых условиях ($w_0 = 0$) можно определить, как отношение действительной или внутренней работы L_i реального процесса, выраженной в калориях, к теплу Q_1 , затраченному на получение этой работы. Следовательно,

$$\eta_i = \frac{AL_i}{Q_1} = \frac{A \frac{w_c^2}{2g}}{h_a}. \quad (1.28)$$

Напишем общее выражение внутреннего к. п. д. в форме

$$\eta_i = \frac{AL_i}{AL_{нд}} \cdot \frac{AL_{нд}}{Q_1}.$$

Отношение

$$\frac{AL_{нд}}{Q_1} = \eta_t,$$

а

$$\frac{L_i}{L_{нд}} = \frac{\frac{n}{n-1} T_k}{\frac{k}{k-1} T_z} \frac{1 - \left(\frac{p_h}{p_k}\right)^{\frac{n-1}{n}}}{1 - \left(\frac{p_h}{p_k}\right)^{\frac{k-1}{k}}}$$

или на основании (1.18) и (1.23)

$$\frac{L_i}{L_{нд}} = \eta_k \eta_c,$$

поэтому внутренний к. п. д. реального процесса получает выражение:

$$\eta_i = \eta_t \eta_k \eta_c \quad (1.28')$$

или

$$\eta_i = \eta_t \varphi_k^2 \varphi_c^2. \quad (1.28'')$$

Можно, как это делается в общей теории двигателей, ввести понятие относительного внутреннего к. п. д. процесса η_{i0} , понимая под ним отношение

$$\eta_{i0} = \frac{L_i}{L_{нд}} = \eta_k \eta_c = \varphi_k^2 \varphi_c^2. \quad (1.29)$$

Величина η_{i0} определяется к. п. д. η_k камеры и η_c сопла и указывает на степень отклонения действительного процесса реального двигателя от принятого за основу идеального.

Имея в виду (1.18) и (1.26), можно действительную скорость истечения определить из формулы:

$$w_c = \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_z \eta_i} \quad (1.30)$$

или, с учетом (1.11) и (1,28'),

$$w_c = \varphi_k \varphi_c \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_z \left[1 - \left(\frac{p_h}{p_k} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]} \quad (1.30')$$

или, аналогично (1.14),

$$w_c = 91,3 \sqrt{h_\alpha \eta_i}. \quad (1.30'')$$

§ 1.5. КОЭФФИЦИЕНТЫ ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ ДВИГАТЕЛЯ В ПОЛЕТЕ

Аппараты, на которых устанавливаются жидкостно-реактивные двигатели, чаще всего на активных участках полета, — т. е. на участках, на которых двигатель работает и развивает тягу, — не имеют установившегося режима или (в случае самолетов) такой режим является кратковременным. Поэтому, вообще говоря, коэффициенты полезного действия двигателя в полете будут переменными; их величина будет зависеть от условий полета.

Внешним итоговым эффектом действия двигателя в полете будет работа перемещения аппарата, обусловленная процессом двигателя, а затраченным эффектом, — попрежнему, химическая энергия рабочего тела, если кинетическая энергия сравнительно с химической мала (w_0 мало).

Пусть T — тяга двигателя, dS — путь летательного аппарата, обусловленный действием двигателя за время $d\tau$; тогда внешняя полезная (эффективная) работа двигателя будет

$$dL_e = T dS^*.$$

При расходе рабочего тела dG за время $d\tau$ и теплоте реакции 1 кг рабочего тела h_α затраченное тепло будет

$$dQ_1 = h_\alpha dG.$$

На установившемся режиме работы двигателя расход рабочего тела в 1 сек. будет G_Σ и, следовательно, секундное количество всего введенного в двигатель тепла будет

$$Q_1 = G_\Sigma h_\alpha \text{ кал/сек.}$$

* Такое написание, очевидно, предполагает, что dS по направлению совпадает с T .

Эффективным к. п. д. η_e двигателя будем называть отношение внешней полезной (эффективной) работы перемещения аппарата, обусловленного работой двигателя, ко всему затраченному на это перемещение теплу, выраженному в кг. м. Из этого определения для любого мгновенного состояния полета

$$\eta_e = \frac{TdS}{\frac{h_a}{A} dG}, \quad (1.31)$$

где T — мгновенное значение тяги двигателя;
 dS — перемещение аппарата, обусловленное работой двигателя за время $d\tau$, при котором расходуется рабочее тело в количестве dG .

На установившемся режиме работы двигателя

$$\frac{dG}{d\tau} = G_y \text{ и } \frac{T}{G_y} = T_{y\Delta}$$

поэтому, относя числитель и знаменатель выражения (1.31) ко времени 1 сек., получим:

$$\eta_e = \frac{T_{y\Delta} S_{сек}}{\frac{h_a}{A}}, \quad (1.32)$$

где $S_{сек}$ — перемещение аппарата за 1 сек. ($м/сек$), обусловленное работой двигателя.

Если, в частности, путь $S_{сек}$ равен скорости полета ω_0 , то получится формула

$$\eta_e = \frac{T_{y\Delta} \omega_0}{\frac{h_a}{A}}, \quad (1.32')$$

обычно приводимая в литературе.

Если h_a и $T_{y\Delta}$ определяются свойствами рабочего тела и процессом двигателя, то ω_0 зависит от свойств летательного аппарата (размеры, аэродинамическое совершенство) и условий среды.

Отношение

$$\frac{\eta_e}{\eta_i} = \eta_r \quad (1.33)$$

представляет относительный коэффициент, показывающий, какую долю кинетической энергии струи газов удается при данных условиях полета использовать для внешней полезной работы. На основании (1.28) и (1.32)

$$\eta_i = \frac{T_{y\Delta} S_{сек}}{\frac{\omega_c^2}{2g}}. \quad (1.34)$$

Относительный к. п. д. η_T называется полетным, или тяговым к. п. д. При работе двигателя на месте $S_{\text{сск}} = 0$, $\eta_T = 0$ и $\eta_e = 0$, хотя $\eta_k \neq 0$.

Так как невозможно, чтобы в установившемся горизонтальном полете внешний полезный эффект L_e был бы больше расходуемой энергии, из которой получается работа L_e , то невозможно, чтобы η_e было больше η_k ; поэтому $\eta_T \leq 1$.

При написании выражений (1.32) и (1.34) мы игнорировали тот факт, что в полете рабочее тело обладает начальной кинетической энергией, соответствующей, вообще говоря, переменной по времени скорости ω_0 полета аппарата. Это возможно, если скорость полета невелика сравнительно со скоростью ω_c газов, покидающих сопло. Если скорость полета велика, тогда уже нельзя пренебрегать начальной кинетической энергией рабочего тела, величина которой становится вполне соизмеримой с теплотой реакции. Так, например, при $h_x = 1500 \text{ кал/кг}$ и $\omega_0 = 200, 600, 1000, 1500 \text{ м/сек}$ отношение $A \frac{\omega_0^2}{2g h_x}$ будет соответственно равно $\sim 0,032$;

0,286, 0,796 и 1,79. Следовательно, при больших скоростях полета следует учитывать величину начальной внешней кинетической энергии рабочего тела при определении текущей величины всей затрачиваемой энергии и текущих значений к. п. д. Общая затрачиваемая на 1 кг рабочего тела энергия будет $\frac{h_x}{A} + \frac{\omega_0^2}{2g}$.

Дадим основные определения для к. п. д. в полете.

Эффективный (полный) к. п. д. η_e двигателя в полете представляет отношение полезной работы перемещения аппарата, обусловленного работой двигателя, к общей затраченной в двигателе энергии на это перемещение.

Внутренний к. п. д. η_i представляет отношение внутренней работы двигателя, равной полезной работе перемещения аппарата плюс оставшаяся в газах кинетическая энергия, к общей затраченной в двигателе энергии. Напомним, что $\omega_c - \omega_0 = \omega_a$ — абсолютная скорость газов, покидающих двигатель, относительно неподвижных координат пространства (например, относительно земли); поэтому неиспользованная кинетическая энергия 1 кг газов равна:

$$\frac{\omega_a^2}{2g} = \frac{(\omega_c - \omega_0)^2}{2g}.$$

Тяговый, или полетный, к. п. д. всегда равен $\eta_T = \frac{\eta_c}{\eta_i}$ и представляет отношение полезной работы L_e перемещения аппарата к полезной работе L_e плюс остаточная кинетическая энергия газов $\frac{(\omega_c - \omega_0)^2}{2g}$.

На основании этих определений в условиях полета, относя все величины к 1 кг рабочего тела, получим:

$$\eta_e = \frac{L_e}{\frac{h_a}{A} + \frac{w_0^2}{2g}}; \quad (1.35)$$

$$\eta_i = \frac{L_e + \frac{(w_c - w_0)^2}{2g}}{\frac{h_a}{A} + \frac{w_0^2}{2g}}; \quad (1.36)$$

$$\eta_{\pi} = \frac{L_e}{L_e + \frac{(w_c - w_0)^2}{2g}}. \quad (1.37)$$

Если скорость полета постоянна и равна w_0 и газы в сопле двигателя полностью расширяются, то

$$L_e = T_{\text{уд}} S_{\text{сек}} = T_{\text{уд}} w_0 = \frac{w_c w_0}{g}. \quad (1.38)$$

В этом написании предположено, что перемещение аппарата на путь $S_{\text{сек}} = w_0$ м/сек обусловлено целиком работой двигателя.

Используя (1.38) для случая горизонтального полета с $w_0 = \text{пост.}$, из (1.36) можно получить:

$$\eta_i = \frac{\frac{w_c w_0}{g} + \frac{(w_c - w_0)^2}{2g}}{\frac{h_a}{A} + \frac{w_0^2}{2g}}$$

или

$$\eta_i = \frac{\frac{w_c^2}{2g} + \frac{w_0^2}{2g}}{\frac{h_a}{A} + \frac{w_0^2}{2g}}. \quad (1.39)$$

Для тягового к. п. д. из (1.37) получается:

$$\eta_{\pi} = \frac{\frac{w_c w_0}{g}}{\frac{w_c w_0}{g} + \frac{(w_c - w_0)^2}{2g}}$$

или

$$\eta_{\pi} = 2 \frac{\frac{w_0}{w_c}}{1 + \left(\frac{w_0}{w_c}\right)^2}. \quad (1.40)$$

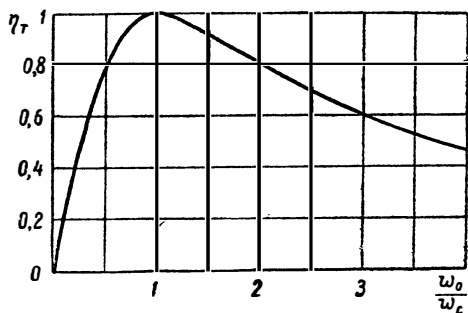
Произведение (1.39) и (1.40) дает полный к. п. д. в полете

$$\eta_e = \eta_i \eta_T = \frac{w_c w_0}{g \left[\frac{h_a}{A} + \frac{w_0^2}{2g} \right]} \quad (1.41)$$

Это выражение можно получить и непосредственно из (1.35), имея в виду (1.38).

Следует указать, что формулы (1.39), (1.40), (1.41) получились в результате определенных принятых условий полета ($w_0 = \text{пост.}$ и $S_{\text{сек}} = w_0$); следовательно, эти зависимости справедливы лишь для рассмотренного случая.

Формула (1.40) представлена графически на фиг. 1.7. Максимальное значение $\eta_T = 1$ достигается в этом случае при $\frac{w_0}{w_c} = 1$.



Фиг. 1.7. Зависимость тягового к. п. д. η_T от $\frac{w_0}{w_c}$.

Это понятно, ибо при $w_c \geq w_0$ газы, покидающие двигатель, обладают неиспользованной для полезной работы остаточной кинетической энергией $\frac{(w_c - w_0)^2}{2g}$;

только при $w_0 = w_c$, когда абсолютная скорость газов в пространстве $w_a = 0$, вся кинетическая энергия газов, получившаяся в результате внутреннего процесса двигателя, переходит в полезную работу перемещения аппарата.

В табл. 1.1 даны значения η_i , η_T и η_e в зависимости от скорости полета для трех значений: $\pi = \frac{p_k}{p_h}$, при $T_z = 3000^\circ \text{ abs}$

и $h_a = 1400 \text{ кал/кг}$. Из таблицы видно, что на малых скоростях полета величина η_e мала и ниже эффективного к. п. д. поршневых и газотурбинных двигателей. Зато на больших скоростях полета эффективный к. п. д. жидкостно-реактивного двигателя достигает высоких значений.

Таблица 1.1

$\pi = \frac{p_k}{p_h}$	25				50				100			
$w_0 \text{ м/сек}$	300	1000	2000	3000	300	1000	2000	3000	300	1000	2000	3000
η_i	0,389	0,434	0,541	0,651	0,46	0,499	0,595	0,691	0,508	0,544	0,63	0,719
η_T	0,265	0,775	0,997	0,945	0,255	0,729	0,991	0,967	0,243	0,703	0,975	0,979
η_e	0,106	0,336	0,539	0,615	0,117	0,363	0,59	0,668	0,123	0,382	0,613	0,703

Когда жидкостно-реактивный двигатель используется для ракеты или снаряда, возможно определение среднего эффективного (полного) к. п. д. $\overline{\eta}_e$ за весь полет на активном участке и среднего тягового (полетного) к. п. д. $\overline{\eta}_t$ на этом участке, исходя из следующих соображений. В результате работы двигателя за весь активный период полета скорость ракеты или снаряда изменилась от начального значения $w_1 = 0$ до некоторого конечного значения w_2 , причем масса ракеты (снаряда) изменилась от начальной M_1 до конечной $M_2 < M_1$. Разность $\Delta M = M_1 - M_2 = \frac{\Delta G}{g}$ представляет суммарную массу ΔM (или вес ΔG) всего израсходованного на активном участке рабочего тела.

Аккумулированная в конце активного участка кинетическая энергия всего аппарата равна $M_2 \frac{w_2^2}{2}$. Кроме того, если высота изменилась по сравнению с начальной H_1 (например, на уровне земли) до некоторой конечной H_2 , то в аппарате накоплена еще и потенциальная энергия положения, равная

$$M_2 \int_{H_1}^{H_2} g dH = M_2 \int_{R_1}^{R_1+H_2} g dR,$$

где R_1 — начальное расстояние места старта от центра земли;
 H_2 — изменение этого расстояния в радиальном направлении;
 g — местное ускорение силы тяжести.
 Как известно,

$$g = g_1 \frac{R_1^2}{R^2},$$

где g_1 — ускорение на радиусе R_1 ; поэтому накопленная в конце активного участка полета потенциальная энергия аппарата будет равна:

$$M_2 g_1 R_1^2 \int_{R_1}^{R_1+H_2} \frac{dR}{R^2} = M_2 g_1 R_1 \frac{H_2}{R_1 + H_2}. \quad (1.42)$$

Если начало полета соответствует $R_1 = R_0$ — уровню моря, то $g_1 = g_0 = 9,81$ м/сек² и выражение для потенциальной энергии будет

$$M_2 g_0 R_0 \frac{H_2}{R_0 + H_2}.$$

До 100 км высоты подъема потенциальную энергию вполне допустимо считать по упрощенной формуле

$$M_2 g_1 (H_2 - H_1), \quad (1.43)$$

где H_1 и H_2 — начальная и конечная высота полета аппарата над уровнем моря в метрах.

Если $H_1 = 0$, то формула (1.43) еще более упрощается и принимает вид

$$M_2 g_0 H_2.$$

Разница в численном значении величины (1.42) и (1.43) на высоте 100 км не превышает 0,3%.

Изменение потенциальной энергии положения аппарата по вертикали достигает большой величины уже на высотах 50 км и выше. Например, при конечной скорости аппарата $w_2 = 1000$ м/сек потенциальная энергия на высоте 50 км составляет $\sim 10\%$ от кинетической, на высоте 200 км превышает последнюю почти в 4 раза. При $w_2 = 2000$ м/сек потенциальная энергия на высотах 50, 100 и 200 км составляет соответственно около 2,5, 48 и 95% от кинетической.

Суммарный полезный эффект работы двигателя за весь период активного полета ракеты от земли будет

$$M_2 \frac{w_2^2}{2} + M_2 g_0 R_0 \frac{H_2}{R_0 + H_2};$$

затраченная энергия равна

$$(M_1 - M_2) g_0 \frac{h_a}{A};$$

поэтому суммарный средний за весь активный полет эффективный (полный) к. п. д. будет равен:

$$\bar{\eta}_e = \frac{M_2}{M_1 - M_2} \frac{\frac{w_2^2}{2} + g_0 R_0 \frac{H_2}{R_0 + H_2}}{g_0 \frac{h_a}{A}}$$

или

$$\bar{\eta}_e = \frac{\delta}{1 - \delta} \frac{\frac{w_2^2}{2g_0} + R_0 \frac{H_2}{R_0 + H_2}}{\frac{h_a}{A}}. \quad (1.44)$$

Здесь величина

$$\delta = \frac{M_2}{M_1}$$

представляет отношение конечной массы M_2 аппарата к его начальной массе M_1 . При прочих равных условиях, чем меньше δ , тем больше рабочего тела расходуется на активном участке полета и, следовательно, тем дальше или выше будет перемещение аппарата.

Если потенциальной энергией аппарата можно пренебречь, например, при полете на малых высотах с большими скоростями, то выражение среднего эффективного к. п. д. упрощается:

$$\bar{\eta}_e = \frac{\delta}{1 - \delta} \frac{\frac{w_2^2}{2g_0}}{\frac{h_\alpha}{A}}.$$

Средний внутренний к. п. д. η_i в полете будет равен:

$$\bar{\eta}_i = \frac{\int_{M_2}^{M_1} \frac{w_c^2}{2} dM}{(M_1 - M_2)g \frac{h_\alpha}{A}},$$

где w_c — действительная относительная скорость истечения газов из сопла двигателя, вообще говоря, различная для различных элементарных масс dM газов. Если принять $w_c = \text{пост}$ или, что будет ближе к истине, принять постоянной величину условной эффективной скорости истечения газов w_c' по формуле (1.5''), то

$$\bar{\eta}_i = \frac{\frac{w_c'^2}{2g_0}}{\frac{h_\alpha}{A}} \approx \frac{A \frac{w_c^2}{2g_0}}{h_\alpha}, \quad (1.45)$$

т. е. получили, как и следовало ожидать, формулу (1.28).

Отношение величин (1.44) и (1.45) даст среднее значение тягового (полетного) к. п. д. для всего активного участка полета:

$$\bar{\eta}_r = \frac{\bar{\eta}_e}{\bar{\eta}_i} = \frac{\delta}{1 - \delta} \frac{\frac{w_2^2}{2g_0} + R_0 \frac{H_2}{R_0 + H_2}}{\frac{w_c^2}{2g_0}}. \quad (1.46)$$

Если потенциальной энергией аппарата можно пренебречь, то

$$\bar{\eta}_r = \frac{\delta}{1 - \delta} \frac{w_2^2}{w_c^2}.$$

Средний тяговый к. п. д. тем выше, чем больше доля δ конечной массы, которой сообщена кинетическая энергия, и чем больше отношение $\frac{w_2}{w_c}$.

Средние значения величин $\bar{\eta}_e$, $\bar{\eta}_i$ и $\bar{\eta}_T$ можно, конечно, определять и для отдельных отрезков траектории активного участка полета.

Необходимо сделать еще одно замечание. Если внутренний к. п. д. не зависит от свойств летательного аппарата, а определяется лишь совершенством процесса двигателя [см. (1.28) и (1.45)], то мгновенные и средние значения эффективного и тягового к. п. д. зависят также и от размеров, формы и конструкции аппарата. Действительно, размеры и конструкция аппарата определяют долю \dot{c} от начального веса, которая остается в конце активного участка, а также работу против силы тяжести; размеры и форма определяют сопротивление перемещения аппарата и, следовательно, при прочих равных условиях, скорость полета.

Из материалов, изложенных в этом параграфе, следует также, что тяговый и эффективный к. п. д. одного и того же двигателя, установленного на различных самолетах, ракетах или снарядах, будут иметь различные значения. Даже для одного и того же аппарата, в зависимости от метода его использования (по ω и H), величины мгновенных и средних значений η_e и η_T будут отличаться.

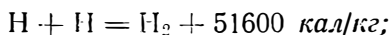
Глава II

ГОРЮЧИЕ И ОКИСЛИТЕЛИ

§ 2.1. ОБЩИЕ ЗАМЕЧАНИЯ

Газообразные продукты, вытекающие с большой скоростью из сопла двигателя, как указывалось выше, могут быть результатом реакций окисления или разложения. В первом случае обычно требуются, по крайней мере, два компонента рабочего тела — горючее (топливо) и окислитель; во втором случае рабочее тело может состоять из одного вещества (унитарное рабочее тело).

Исключительно высоким тепловым эффектом обладают реакции рекомбинации атомов некоторых газов в молекулы:



Однако, в нормальных условиях эти вещества не способны к сколько-нибудь длительному существованию в атомарном состоянии и поэтому они в настоящее время представляют чисто теоретический интерес.

Возможен также случай, когда горючее и окислители заранее смешаны в определенной пропорции и представляют таким образом однокомпонентное рабочее тело. Однако горючее и окислитель, как правило, хранятся раздельно в своих емкостях и подаются в реакционную камеру через отдельные системы коммуникаций в необходимом весовом соотношении (рабочее тело раздельной подачи). Рабочая смесь, образованная горючим и окислителем, в результате реакции изменяет свой состав; то же происходит при разложении унитарного рабочего тела. Таким обра-

* В литературе, относящейся к жидкостно-реактивным двигателям, принято под термином «топливо» понимать сумму всех веществ, вводимых в реакционную камеру, в частности, и окислитель. Это удобно, ввиду краткости, для лиц, связанных только с ЖРД, но не оправдано общепринятой в теплотехнике классификацией и вносит путаницу, если приходится иметь дело не только с ЖРД, но и с другими двигателями.

зом, рабочее тело в реакционной камере, а при высоких температурах и в сопле непрерывно изменяет свой состав и свойства.

Смеси топлива и окислителя могут быть самовоспламеняющимися, если реакции окисления и воспламенения начинаются сами по себе при условиях, имеющихся в камере при запуске, при контакте топлива и окислителя без всякого дополнительного внешнего вмешательства. Могут быть смеси несамовоспламеняющиеся; в этом случае для воспламенения (при запуске двигателя) необходима та или иная система теплового, электрического или химического зажигания. Также для ускорения процессов разложения могут понадобиться специальные ускорители-катализаторы.

Преимуществом самовоспламеняющихся смесей в сравнении с несамовоспламеняющимися являются отсутствие необходимости в постороннем источнике зажигания для первоначального воспламенения и меньшая взрывоопасность двигателей, поскольку при их применении практически исключена возможность накопления в камере сгорания смеси окислителя и горючего, которая в общем случае представляет собой взрывчатое вещество. К преимуществам самовоспламеняющихся смесей следует также отнести более быстрое протекание процессов в камере сгорания, что обеспечивает более устойчивую работу двигателя. Недостатком самовоспламеняющихся смесей является пожарная опасность.

Основными горючими элементами применяемых до настоящего времени рабочих тел являются углерод (С) и водород (Н). Основным окисляющим элементом является кислород (О). К числу горючих элементов относятся также бор (В), литий (Li), алюминий (Al) и др. Окислителями могут быть и галлоиды — фтор (F), хлор (Cl), иод (J), бром (Br); из окислительных элементов наиболее эффективными являются кислород и фтор, что иллюстрируется табл. 2.1.

Таблица 2.1

Теплоты образования продуктов горения водорода и углерода

Вещество	HF	H ₂ O	HCl	HBr	HJ	CF ₄	CO ₂	CCl ₄
Тепловой эффект образования, кал/кг	3200	3200	603	103	- 47	2620	2140	197

Горючим (топливом) называется вещество, которое, независимо от того, имеются или нет в его элементарном составе окислительные элементы, требует для полного окисления своих горючих элементов окислителя извне. При окислении топлива или при его сгорании выделяется тепло, которое и является основным средством осуществления процессов в двигателях. Например, этиловый спирт C₂H₅OH имеет в своем составе окислитель — кислород, но его совершенно недостаточно для окисления горючих элементов С и Н; поэтому спирт является топливом.

Окислителем называется вещество, в котором хотя и могут быть горючие элементы, однако окисляющих элементов в нем имеется значительный избыток, так что при полном окислении его собственных горючих элементов остается свободное количество элементов окислителя, могущих быть использованными для окисления какого-либо другого топлива. Например, азотная кислота HNO_3 или перекись водорода H_2O_2 содержат в себе горючий элемент — водород; однако, в них имеется окислитель — кислород в таком количестве, что при полном окислении водорода азотной кислоты или перекиси водорода остается избыток кислорода, который можно использовать для окисления какого-либо топлива, поэтому HNO_3 и H_2O_2 являются окислителями.

§ 2.2. ОСНОВНЫЕ ТРЕБОВАНИЯ К ГОРЮЧИМ И ОКИСЛИТЕЛЯМ

С точки зрения процесса двигателя и удобства его эксплуатации к горючему, окислителю и к унитарному рабочему телу могут быть предъявлены определенные требования, выполнение которых обеспечивает эффективность процесса и простоту, надежность и экономичность эксплуатации. Однако необходимо сразу же подчеркнуть, что ряду требований не удастся удовлетворить; тем не менее формулировка их имеет значение для сравнительных целей и для дальнейших изысканий. Основные требования сводятся к следующим:

1. Рабочее тело должно обеспечивать двигателю возможно большую удельную тягу или, что то же, обеспечивать возможно большую скорость истечения продуктов сгорания.

Удельная тяга зависит от действительного количества тепла, выделяемого при реакции, и от степени его преобразования в кинетическую энергию газообразных продуктов сгорания. Поскольку величина удельной тяги двигателя зависит не только от параметров рабочего тела, но также и от параметров двигателя и его совершенства, то при сравнении исходят из величины теоретической (т. е. определенной без потерь), удельной тяги, подсчитанной при одинаковых величинах $\frac{P_k}{P_c}$.

Часто при оценке и сравнении различных рабочих тел исходят из величины теплотворной способности. Однако такая оценка не всегда приводит к правильным выводам, поскольку степень преобразования тепла, выделившегося в камере, в кинетическую энергию продуктов сгорания различна для различных рабочих тел и зависит от термического к. п. д., который, в частности, зависит от состава продуктов сгорания.

Из фиг. 1.6 следует, что термический к. п. д. будет тем выше, чем больше k , т. е. чем меньше молекулярная теплоемкость продуктов. Молекулярная теплоемкость газов, как известно, зависит главным образом от их атомности и увеличивается с ростом числа атомов в молекуле (табл. 2.2).

Молекулярная теплоемкость $C_{рт}$ некоторых газов

Одноатомные				Двухатомные			Многоатомные				
$T_{абс}$	2000	3000	4000	$T_{абс}$	2000	3000	4000	$T_{абс}$	2000	3000	4000
газ				газ				газ			
H	4,968	4,968	4,968	H ₂	8,135	8,989	9,345	H ₂ O	12,008	12,913	13,308
В	4,968	4,968	4,968	В ₂	8,832	8,901	8,923	СО ₂	14,502	15,043	15,355
С	5,007	5,168	5,341	N ₂	8,603	8,861	8,989	ВF ₃	19,381	19,649	19,745
N	4,969	5,01	5,214	O ₂	9,029	9,551	9,932	В ₂ O ₃	25,159	25,534	25,663
O	4,977	5,004	5,091	F ₂	8,881	8,915	8,927	Al ₂ O ₃	25,159	25,534	25,663
F	5,001	4,983	4,977	ОН	8,308	8,834	9,162				
Cl	5,1	5,034	5,005	HF	8,143	8,700	9,045				

Следовательно, чем меньше, при прочих равных условиях, атомность газов, входящих в состав продуктов сгорания, тем больше термический к. п. д. и тем выше скорость истечения.

С другой стороны, на степень преобразования тепла, выделившегося в камере сгорания, в кинетическую энергию влияет диссоциация продуктов сгорания в камере. Чем больше диссоциация, тем меньше термический к. п. д., поскольку при наличии диссоциации, протекающей с поглощением тепла, для повышения температуры на одну и ту же величину требуется затратить большее количество тепла. Различные газы диссоциируют в различной степени. Так, например, большинство фторидов диссоциирует в меньшей степени, чем окислы. Диссоциация продуктов сгорания, как это будет показано в гл. III, в значительной степени зависит от температуры и увеличивается с ростом последней; значительно меньше влияет давление.

При данной теплотворной способности температура продуктов сгорания будет тем меньше, чем больше весовая теплоемкость продуктов сгорания. При данной атомности газов весовая теплоемкость растет с уменьшением молекулярного веса:

$$C_p = \frac{C_{рт}}{\mu}$$

Поэтому с точки зрения термического к. п. д. является желательным иметь продукты сгорания с меньшим числом атомов и с меньшим молекулярным весом. При сравнении различных рабочих тел следует ориентироваться не только на величину теплотворной способности, но и на состав продуктов сгорания, определяющих совместно удельную тягу двигателя.

В случае рабочих тел, продукты сгорания которых близки по составу и свойствам, можно в первом приближении сравнивать величины теплотворной способности: например, при сравнении различных углеводородов с одним и тем же окислителем и т. д.

2. Рабочее тело должно иметь возможно большую весовую плотность.

При прочих равных условиях, чем выше весовая плотность рабочего тела при данном объеме баков, тем больше его весовой запас, а следовательно, и больше дальность и скорость полета.

Влияние удельной тяги и весовой плотности на скорость и дальность полета видно из формулы Циолковского для скорости в конце активного участка полета (w_2):

$$w_2 = T_{y_2} g \ln \left(1 + \gamma \frac{V_6}{G_k} \right),$$

где V_6 — объем баков;

G_k — сухой вес конструкции летательного аппарата.

Из уравнения следует, что роль весовой плотности γ растет с уменьшением отношения $\frac{V_6}{G_k}$, т. е. с уменьшением относительного запаса топлива и окислителя.

3. Должна быть достаточная исходная сырьевая база для получения продуктов в нужном (большом) количестве.

4. Технология производства должна обеспечить получение нужных количеств топлив и окислителей и возможно более дешевых.

5. Физические и химические свойства продуктов должны быть стабильными для удобства хранения и накопления запасов.

6. Продукты должны быть взрывобезопасными, безвредными для персонала и мало агрессивными или совсем неагрессивными в отношении конструкционных материалов, применяемых при хранении, транспортировке и на эксплуатационных объектах.

7. Продукты должны иметь низкую температуру замерзания и высокую температуру кипения (или разложения) для удобства и надежности эксплуатации и для использования их при охлаждении двигателя.

8. Продукты должны обладать большой теплоемкостью и теплопроводностью в жидкой фазе для использования их при охлаждении двигателя.

9. Реакции разложения или окисления должны обладать устойчивостью процесса, причем в случае сгорания смеси топлива и окислителя процесс сгорания должен быть устойчивым в широком интервале соотношения компонентов.

10. Самовоспламеняющиеся смеси должны иметь короткий период задержки воспламенения при запуске. Под периодом задержки понимается время τ_3 от момента соприкосновения окислителя и горючего до момента их воспламенения.

Если это время велико, то в камере сгорания в пусковой период может накопиться относительно большое количество топли-

ва и окислителя и воспламенение и сгорание будут сопровождаться сильным повышением давления. При очень больших величинах τ_3 вместо нормального воспламенения, как показывает опыт, может иметь место детонационное (взрывное) сгорание.

Исходя из этого, к самовоспламеняющимся горючим смесям предъявляется требование, чтобы период задержки воспламенения не превосходил определенную величину.

В настоящее время принимают

$$\tau_3 \leq 0,03 \div 0,035 \text{ сек.}$$

К сожалению, не удастся удовлетворить всем этим основным требованиям одновременно и приходится поступаться некоторыми из них. Безусловными остаются требования, сформулированные в п.п. 3, 4, 9 и 10; до известных границ обязательно выполнение п.п. 1, 5, 7 и 8; наконец, удовлетворение остальных требований желательно.

§ 2.3. ОДНОКОМПОНЕНТНЫЕ РАБОЧИЕ ТЕЛА

Наибольшее применение в ЖРД получили рабочие тела раздельной подачи в силу их наибольшей эффективности и удобства в эксплуатации. Однокомпонентные рабочие тела применяются реже, хотя они имеют перед первыми определенные преимущества как в отношении простоты конструкции двигателя, так и в более легком осуществлении процесса в камере сгорания, поскольку при этом отпадает необходимость процесса перемешивания.

Большинство известных индивидуальных веществ, обладающих большой теплотой разложения, близкой к теплотворной способности рабочих тел раздельной подачи, являются взрывоопасными (табл. 2.3). Одним из путей снижения взрывоопасности этих веществ является разбавление их инертными веществами, что ведет к снижению их эффективности.

Таблица 2.3

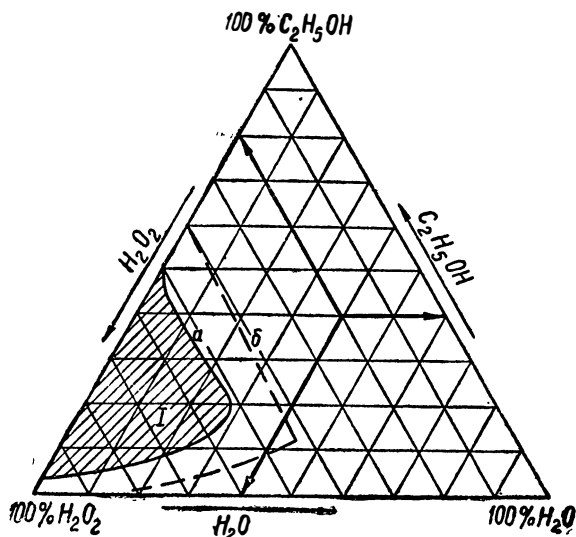
Теплоты разложения некоторых веществ

Название	Химическая формула	Теплота разложения, кал/кг	Примечание
Нитроглицерин	$C_3H_5(ONO_2)_3$	1485	Взрывоопасен
Нитрометан	CH_3NO_2	1490	„
Нитроглицоль	$C_2H_4(ONO_2)_2$	1580	„
Метилнитрат	CH_3ONO_2	1490	„

В иностранной литературе имеются указания на создание взрывобезопасного унитарного рабочего тела, в частности на основе пропилнитрата $C_3H_7ONO_2$ и его смесей с этилнитратом $C_2H_5ONO_2$. Имеются также сведения о применении изопропили-

трата. В частности, изопропилнитрат применяется в качестве рабочего тела газовых турбин стартеров авиационных газотурбинных двигателей.

Из унитарных рабочих тел широкое практическое применение имела пока лишь перекись водорода, обладающая невысокой температурой разложения и применяющаяся обычно в виде концентрированных водных растворов. Подробные данные о перекиси водорода приведены ниже, в § 2.4.



Фиг. 2.1. Тройная диаграмма H_2O_2 — H_2O — C_2H_5OH :
 I—область взрывоопасных смесей; а—по данным Н. Г. Чернышева; б—по данным Э. Шенли и Ф. Гриншпан.

Что касается однокомпонентных горючих смесей, представляющих собой заранее приготовленные смеси окислителя и горючего, то такие растворы в широком диапазоне концентраций являются взрывоопасными. Для устранения взрывчатых свойств этих смесей к ним добавляют инертные вещества, не участвующие в сгорании, например воду. Другим методом подавления взрывчатых свойств смесей окислителя и горючего является составление этих смесей с большим избытком горючего по отношению к тому количеству, которое может полностью сгореть при данном запасе окислителя. Естественно, что обе меры ведут к понижению теплопроизводительности смесей. Исследования таких смесей были проделаны Н. Г. Чернышевым и др. Были рассмотрены смеси: перекись водорода + вода + этиловый спирт; тринитрометан + этиловый спирт + вода; перекись водорода + вода + глицерин. Исследования позволили найти взрывобезопасные концентрации этих смесей с теплопроизводительностью до $400 \div 800$ кал/кг.

На фиг. 2.1 в качестве примера показана тройная диаграмма смеси: перекись водорода — этиловый спирт — вода.

Данные о применении заранее приготовленных смесей окислителя и горючего в ЖРД, а также необходимые сведения об их свойствах в литературе отсутствуют.

§ 2.4. ОКИСЛИТЕЛИ

В настоящее время почти исключительное применение получили окислители, в которых окислительным элементом является кислород.

Жидкий кислород (O_2)

Впервые мысль о применении жидкого кислорода в ЖРД была высказана в печати в 1903 г. К. Э. Циолковским. В настоящее время жидкий кислород нашел широкое применение в ракетной технике.

Кислород является одним из самых распространенных в природе элементов. Наиболее мощным и дешевым источником промышленного получения кислорода является воздух.

В жидком состоянии кислород представляет голубоватую прозрачную жидкость.

Основные данные жидкого кислорода

Весовая плотность при температуре кипения и нормальном давлении (760 мм. рт. ст.)	1,138 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	-182,95 °C
Температура замерзания	218,4 °C
Критическая температура	-118,8 °C
Критическое давление	49,7 ата
Вязкость жидкого кислорода при температуре кипения	0,193 · 10 ⁻⁴ кг сек/м ²
Теплоемкость жидкого кислорода при -200° до -183°C	0,406 кал/кг °C
Теплопроводность жидкого кислорода при температуре кипения	0,13 кал/м. час °C
Скрытая теплота испарения	51 кал/кг

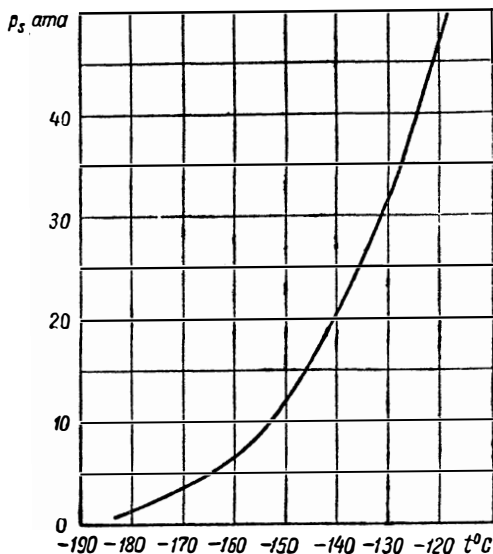
Зависимость ряда физических параметров жидкого кислорода от температуры и давления представлена на фиг. 2.2 — 2.4.

Многие материалы (сталь, чугун, резина и др.) при температуре жидкого кислорода становятся хрупкими. Стойкими в этом отношении являются медь, алюминий и их сплавы, а также хромоникелевые стали (например, ЭЯ1Т).

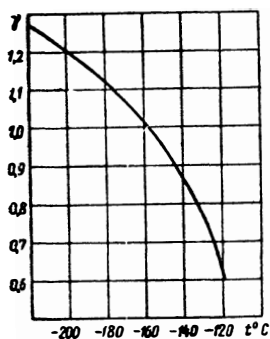
В чистом виде жидкий кислород взрывобезопасен; однако попадание в него масла, горючих, тканей, дерева и других органических соединений вызывает образование сильно взрывчатых смесей. По этой причине все емкости, трубопроводы и детали, соприкасающиеся с жидким кислородом, должны быть обезжирены.

При работе с жидким кислородом следует следить также за тем, чтобы все детали, в которых находится жидкий кислород, были лишены влаги, поскольку ее замерзание в кранах и трубопроводах может привести к прекращению течения кислорода.

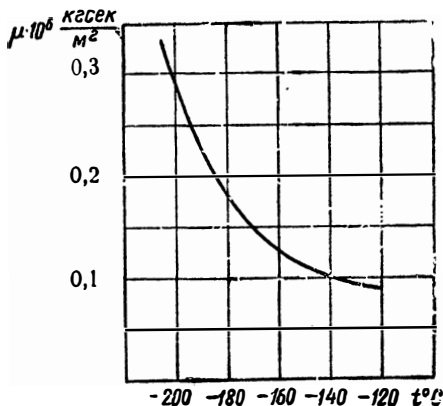
Жидкий кислород, вследствие очень низкой температуры кипения, находится в состоянии постоянного кипения; это вызывает большие потери. Для уменьшения потерь жидкого кислорода хранение и транспортировку его производят в специальных емкостях, снабженных хорошей тепловой изоляцией; при небольших количествах жидкого кислорода применяют сосуды Дьюара. При больших количествах используют специальные резервуары, «танки», имеющие толстый слой теплоизоляционного материала, обладающего низким значением коэффициента теплопроводности (0,02 — ÷ 0,04 кал/м час °С). При хорошей изоляции потери жидкого кис-



Фиг. 2.2. Зависимость температуры кипения жидкого кислорода от давления.



Фиг. 2.3. Зависимость весовой плотности жидкого кислорода от температуры.



Фиг. 2.4. Зависимость вязкости жидкого кислорода от температуры.

лорода могут достигать 3—5% в сутки для стационарных емкостей и до 10—15% для переносных. Потери в емкостях без тепловой изоляции доходят до 100% в сутки и даже в более короткий срок.

Это затрудняет транспортировку и хранение жидкого кислорода и практически исключает возможность держать объекты в полной боевой готовности. Применение жидкого кислорода затруднено на тех авиационных объектах, которые в условиях боевого применения меняют места базирования или находятся вблизи районов боевых действий.

Применение жидкого кислорода целесообразно на аппаратах, запускаемых со стационарных установок, находящихся вблизи мест производства кислорода и к которым не предъявляется требование пребывания в течение длительного времени в полной боевой готовности (например, ракеты дальнего действия).

Теплотворная способность 1 кг керосина и жидкого кислорода, взятых в стехиометрических соотношениях, равна $h_u = 2270 \text{ кал/кг}$; при сгорании развиваются температуры продуктов до $3600 \div 3700^\circ \text{ абс}$ и, при перепаде давления в сопле $\frac{P_k}{P_h} = 40$, достигается удельная тяга $T_{уд40} = 280 \text{ кг сек/кг}^*$.

Высокая температура продуктов сгорания керосина в кислороде осложняет охлаждение двигателя; по этой причине часто в паре с жидким кислородом используют менее эффективные горючие (спирты и даже их водные растворы) или применяют интенсивное внутреннее охлаждение двигателя с целью понижения теплоотдачи в стенки. Обе меры естественно понижают удельную тягу двигателя.

Перекись водорода (H_2O_2)

Безводная перекись водорода — бесцветная, прозрачная жидкость, имеющая в толстых слоях голубоватый оттенок.

Основные данные безводной перекиси
водорода

Весовая плотность при 20°C	1,445 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	151,4 $^\circ\text{C}$ **
Температура замерзания	-0,89 $^\circ\text{C}$.
Вязкость при $19,6^\circ\text{C}$	$1,29 \cdot 10^{-4} \text{ кг сек/м}^2$
Теплоемкость при $0-18^\circ\text{C}$	0,579 кал/кг $^\circ\text{C}$
Теплота испарения	341,5 кал/кг

Ввиду большой трудности получения безводной перекиси водорода в промышленных масштабах, а также высокой температуры замерзания, в ЖРД применяются 80—90-процентные концентрированные водные растворы, имеющие пониженные значения

* Здесь и в дальнейшем $T_{уд40}$ — удельная тяга при $\frac{P_k}{P_h} = 40$, определенная без учета потерь в камере и сопле.

** Температура кипения найдена путем экстраполяции, поскольку при температуре 100°C перекись водорода интенсивно разлагается.

температуры замерзания (фиг. 2.7). С водой перекись водорода образует растворы в любых соотношениях.

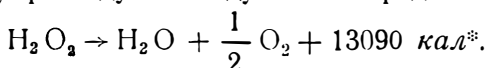
Физические параметры водных растворов перекиси водорода даны в табл. 2.4 и на фиг. 2.5—2.7.

Таблица 2.4

Теплоемкость водных растворов перекиси водорода в интервале температур от 20 до 50 °С

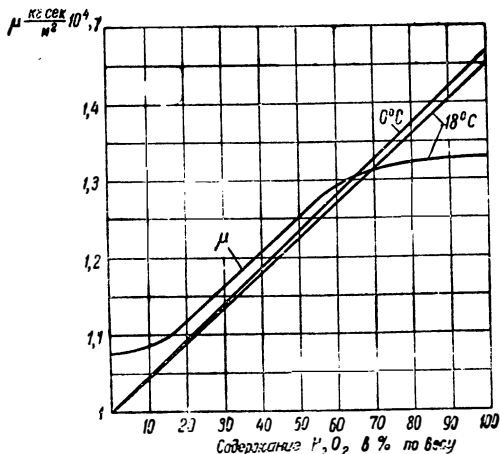
Содержание H_2O_2 в растворе в процентах	50,59	34,94	60,43	71,54	74,54	100
Теплоемкость, кал/кг °С	0,951	0,8783	0,7814	0,7022	0,7837	0,579

Перекись водорода — безводная и маловодная — является нестойким химическим соединением и способна к медленному экзотермическому распаду на воду и кислород:



Действие света и тепла, а также наличие различных примесей, продуктов коррозии и неровностей поверхностей, соприкасающихся с перекисью водорода, ускоряют процесс разложения.

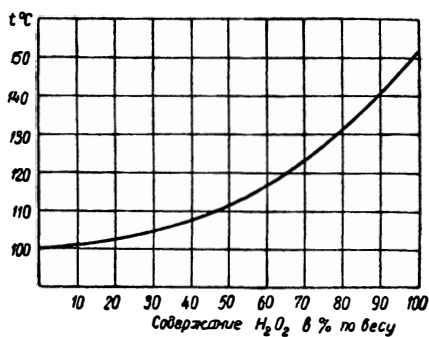
Чем выше концентрация перекиси водорода, тем она чувствительнее к действию различных причин, ускоряющих ее распад; чувствительность к загрязнениям растет также с температурой. Ускорению разложения перекиси водорода способствуют многие металлы (особенно медь, хром, свинец, их окислы) и органические соединения. Это свойство перекиси водорода затрудняет ее эксплуатацию и требует принятия специальных мер. Для повышения стойкости перекиси водорода к ней добавляют в небольших количествах стабилизирующие вещества. В качестве стабилизаторов применяют ортофосфорную кислоту (H_3PO_4), ее соли, а также ряд других веществ.



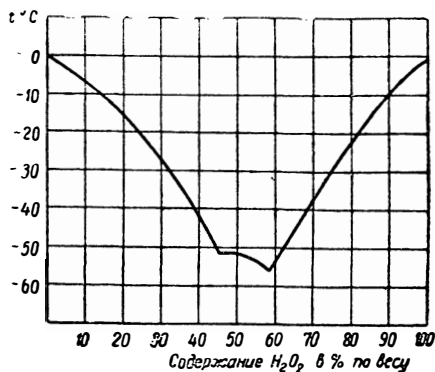
Фиг. 2.5. Весовая плотность и вязкость водных растворов перекиси водорода.

* Тепловой эффект относится к случаю, когда H_2O остается в паровой фазе

При работе с перекисью водорода необходим подбор специальных конструкционных материалов, не оказывающих влияние на ее распад и не корродирующих в ней. Особенно подходят чистый алюминий, алюминиевые сплавы, не содержащие меди, а также некоторые марки нержавеющей стали (например, ЭАТ).



Фиг. 2.6. Температура начала кипения водных растворов перекиси водорода.



Фиг. 2.7. Температура замерзания водных растворов перекиси водорода.

Стабилизированная и чистая перекись водорода — относительно стойкий продукт и, при соблюдении определенных правил обращения с ней, может храниться длительное время без заметного разложения (около 1% в год).

Для специального хранения перекиси водорода, наряду с подбором специальных материалов для баков, большое значение имеют чистота арматуры и баков и гладкость их поверхностей. Загрязненная поверхность или примеси извне могут вызвать разложение перекиси водорода и повышение ее температуры, что, в свою очередь, ведет к росту скорости распада. При температуре выше $40^{\circ}C$ процесс происходит настолько бурно, что его нельзя ничем затормозить; при температуре выше $150^{\circ}C$ разложение сопровождается взрывом.

Перед заполнением емкости и трубопроводы должны быть очищены, обезжирены и промыты, что достигается обработкой их 20-процентным раствором азотной кислоты с последующей многократной промывкой водой.

Резервуары с перекисью водорода должны быть защищены от нагревания и храниться при температуре не выше $20^{\circ}C$. За температурой должно быть обеспечено наблюдение. При повышении температуры перекиси водорода применяются охлаждение; для этого места хранения перекиси водорода должны быть обеспечены водой в достаточном количестве. В опасных случаях перекись водорода следует разбавить водой и, в крайнем случае, ее слить.

Перекись водорода должна храниться в емкостях с дренажем для выхода газообразных продуктов разложения.

Концентрированная перекись водорода требует осторожного

обращения, так как она при попадании на кожу вызывает ожоги. Обожженные места следует промыть большим количеством воды. При работе с ней необходимо ношение защитных очков и спецодежды из защитной ткани.

Попадание концентрированной H_2O_2 на хлопчатобумажные и шерстяные ткани, а также на дерево вызывает воспламенение последних.

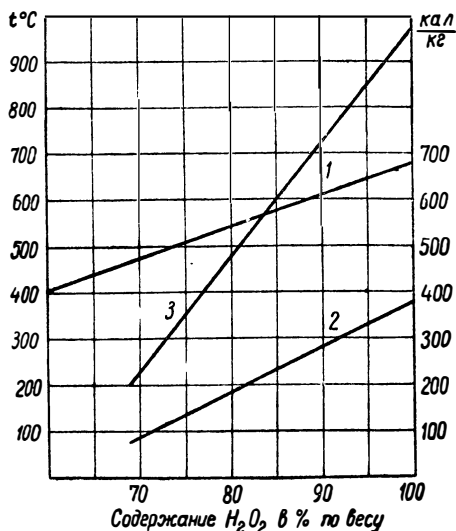
Концентрированная перекись водорода сама по себе взрывобезопасна (исключая ее свойства при высоких температурах — выше $140-150^\circ C$). Однако смеси ее, даже с небольшими количествами многих органических соединений (углеводороды, спирты и др.), представляют собой взрывчатые вещества.

Перекись водорода как унитарное рабочее тело

Благодаря способности перекиси водорода разлагаться с выделением относительно большого количества тепла и образованием смеси пара H_2O и газа O_2 (парогаза), она используется в качестве унитарного рабочего тела.

При разложении 100-процентной перекиси водорода выделяется 680 кал/кг . Часть этого тепла идет на нагрев и испарение образующейся при разложении воды, поэтому низшая теплотворная способность равна 385 кал/кг . Зависимость высшей и низшей теплотворной способности, а также температуры газообразных продуктов разложения перекиси водорода от концентрации дана на фиг. 2.8. Как видно из приведенных данных, низшая теплотворная способность 80—90-процентной перекиси водорода равна $180-280 \text{ кал/кг}$, что позволяет получить в двигателях удельную тягу всего $100-130 \text{ кг.сек/кг}$; поэтому такие двигатели неэкономичны.

Другим недостатком перекиси водорода является высокое значение температуры замерзания ($-22,7^\circ C$ для 80-процентного раствора). Дальнейшее уменьшение концентрации перекиси водорода с целью понижения температуры замерзания является невыгодным из-за сильного уменьшения теплотворной способности. Так, для 70-процентного раствора низшая теплотворная способность равна всего 85 кал/кг , а для растворов с содержанием H_2O_2 мень-



Фиг. 2.8. Параметры разложения перекиси водорода:

1 — высшая теплотворная способность; 2 — рабочая теплотворная способность; 3 — температура газообразных продуктов разложения.

ше 64,5% тепла, выделившегося при разложении, уже оказывается недостаточно для испарения всего количества воды.

Двигатели, работающие на перекиси водорода, благодаря невысоким температурам продуктов разложения не нуждаются в специальной системе охлаждения и отличаются простотой конструкции (так называемые «холодные» двигатели).

В настоящее время перекись водорода, как унитарное рабочее тело, применяется главным образом в качестве источника рабочего тела турбины для привода насосов, подающих топливо и окислитель в камеру сгорания. Разложение перекиси водорода происходит в специальном реакторе — парогазогенераторе. Для увеличения скорости разложения применяются жидкие или твердые катализаторы.

В качестве жидких катализаторов применяются 30—35-процентные водные растворы перманганатов калия $KMnO_4$, натрия $NaMnO_4$ и кальция $Ca(MnO_4)_2$. Жидкий катализатор подается в парогазогенератор (или в камеру — в случае «холодных» двигателей) в количестве около 5% от расхода перекиси водорода.

Применение твердых катализаторов более просто, так как в этом случае катализатор помещается непосредственно в парогазогенератор. В качестве твердых катализаторов применяются сложные системы. Обычно твердый катализатор состоит из твердой пористой основы-носителя (гипс, цемент, пемза, шамот и др.); пропитанной каталитически активными солями, например перманганатами, хроматами и др. Твердый катализатор изготавливается в виде кусочков размером 8—10 мм.

Количество перекиси водорода, полностью разлагаемое 1 кг катализатора в 1 сек., характеризует активность (производительность) твердого катализатора. С течением времени активность катализатора уменьшается из-за постепенного вымывания активных веществ. Полное количество перекиси водорода, которое может быть разложено 1 кг катализатора без существенного изменения активности, называется его ресурсом. Немецкие твердые катализаторы имели активность до 300 г H_2O_2 в сек. при общем ресурсе 2000 кг/кг. За счет уменьшения ресурса активность катализатора может быть увеличена.

Перекись водорода как окислитель

Перекись водорода содержит в себе свободный кислород и поэтому может быть использована в качестве окислителя двухкомпонентного рабочего тела. Теплотворная способность 80- и 100-процентной перекиси водорода с керсином равна соответственно 1180 и 1570 кал/кг.

Известно применение перекиси водорода в паре с воспламеняющимся горючим, представляющим собой смесь метилового спирта — 47%, гидразин-гидрата ($N_2H_4 \cdot H_2O$) — 50% и воды — 2,76%. Для лучшего воспламенения к этой смеси добавлялся меднокалийевый цианид ($K_3Cu(CN)_4$) в количестве 0,24%.

Теплотворная способность 80-процентной перекиси с этим горючим равна $h_u = 1020 \text{ кал/кг}$, а удельная тяга $T_{уд40} = 230 \text{ кг.сек./кг}$.

Продукты сгорания горючих смесей на основе перекиси водорода имеют высокую теплоемкость, благодаря содержанию большого количества паров воды; это уменьшает значение температуры продуктов сгорания; последнее благоприятно с точки зрения охлаждения двигателя.

Благодаря тому, что в состав перекиси водорода входят лишь водород и кислород, на ее основе можно подобрать такие горючие смеси, которые будут давать продукты сгорания, наиболее полно растворимые в воде, что важно для бесследности хода подводных аппаратов с ЖРД.

Ниже приведены данные по растворимости некоторых газов в воде (в см^3 на 100 см^3 воды при давлении 1 атa):

Газ \ Температура	Температура		
	0 °C	10 °C	20 °C
Азот	2,35	1,86	1,54
Кислород	4,92	3,8	3,1
Углекислый газ	171,3	119,4	87,8
Водяной пар	∞	∞	∞

Отрицательные свойства перекиси водорода (чувствительность к загрязнениям, недостаточная химическая стойкость, высокая температура замерзания) ограничивают широкое применение ее в качестве окислителя.

Азотная кислота (HNO_3)

Азотная кислота находит широкое применение в различных отраслях промышленности, имеет развитую промышленную базу и является недорогим продуктом.

Химически чистая азотная кислота представляет собой бесцветную жидкость. Присутствие окислов азота придает ей желто-бурый оттенок.

Основные данные азотной кислоты

Весовая плотность при 15°C	1,52 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	86 °C
Температура замерзания	-41,2 °C
Вязкость	$0,92 \cdot 10^{-4} \text{ кг сек/м}^2$
Теплоемкость при 20°C	$0,435 \text{ кал/кг } ^\circ\text{C}$
Теплопроводность при 20°C	$0,222 \text{ кал/м час } ^\circ\text{C}$
Скрытая теплота испарения	115 кал/кг

Концентрированная азотная кислота, выпускаемая промышленностью, содержит:

	1-й сорт	2-й сорт
HNO_3 не менее	98%	96%
Оксидов азота (в пересчете на N_2O_4) не более	0,3%	0,4%
Твердого осадка не более	0,05%	0,07%
H_2SO_4 не более	0,1%	0,2%

Если азотная кислота получается без применения серной, то ограничение в отношении H_2SO_4 отпадает.

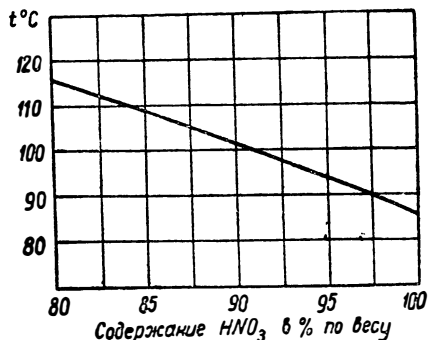
Значения физических параметров концентрированных водных растворов азотной кислоты даны в табл. 2.5 и на фиг. 2.9—2.11.

Таблица 2.5

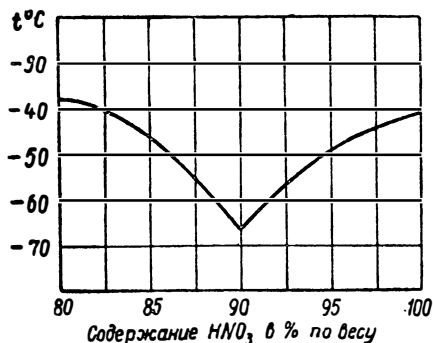
Весовая плотность (кг/л) водных растворов азотной кислоты в зависимости от температуры

Концентр. в %	5 °C	10 °C	15 °C	20 °C	25 °C	30 °C
90	1,5085	1,4997	1,4911	1,4826	1,4741	1,4656
92	1,5136	1,5048	1,4960	1,4873	1,4789	1,4706
94	1,5177	1,5088	1,4999	1,4912	1,4826	1,4741
96	1,5220	1,513	1,5040	1,4952	1,4867	1,4781
98	1,5217	1,5187	1,5096	1,5008	1,4922	1,4835
100	1,5402	1,5310	1,5217	1,5129	1,5040	1,4952

Азотная кислота является практически стойким соединением и может храниться без каких-либо осложнений в течение длительного времени.



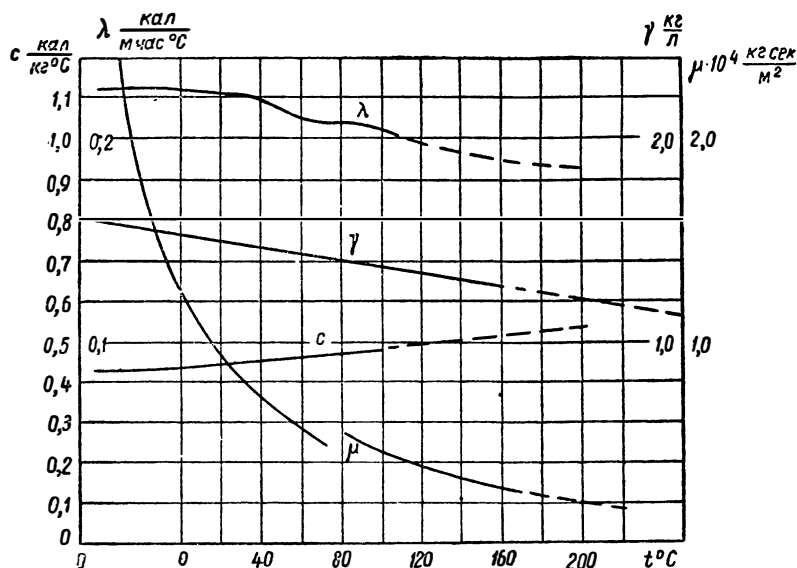
Фиг. 2.9. Температура кипения водных растворов азотной кислоты.



Фиг. 2.10. Температура замерзания водных растворов азотной кислоты.

На большинство конструкционных материалов азотная кислота действует разрушающе. Малостойкими и нестойкими в среде азотной кислоты являются обычные углеродистые стали, хроман-

силь, медь, латунь, бронза, олово и др; следует избегать применения этих материалов в деталях, длительно соприкасающихся с азотной кислотой.



Фиг. 2.11. Зависимость теплоемкости, вязкости, весовой плотности и теплопроводности азотной кислоты от температуры.

Коррозионная агрессивность веществ в отношении конструкционных материалов (или, что то же, стойкость этих материалов против коррозии) может быть оценена по величине уменьшения (увеличения) веса материала в результате коррозии в единицу времени на единицу площади $\left(\frac{g}{\text{м}^2 \cdot \text{час}} \right)$.

Для суждения об этом можно пользоваться следующей условной шкалой стойкости:

Класс стойкости	Характеристика стойкости	Изменение веса в $\frac{г}{\text{м}^2 \cdot \text{час}}$ при удельном весе металла или сплава		
		3	7,5	11
I	Вполне стойкий	до 0,03	до 0,1	до 0,15
II	Стойкий	0,03 — 0,1	0,1 — 0,3	0,15 — 0,5
III	Достаточно стойкий	0,1 — 0,3	0,3 — 1,0	0,5 — 1,5
IV	Относительно стойкий	0,3 — 1,0	1,0 — 3,0	1,5 — 5,0
V	Малостойкий	1,0 — 3,0	3,0 — 10	5,0 — 15
VI	Нестойкий	больше 0,3	больше 10	больше 15

Оценка стойкости материалов по потере веса пригодна лишь в случае равномерной коррозии.

Наиболее стойкими против коррозии в среде HNO_3 являются хромоникелевые стали (ЭЯ-1Т), некоторые хромистые стали, алюминий и алюминиевые сплавы (АМг, АМц и некоторые сорта дюралюминов).

О стойкости некоторых материалов против коррозии в азотной кислоте можно судить по данным табл. 2.6, где приведена потеря веса в $\frac{г}{м^2 \cdot час}$ для двух температур.

Таблица 2.6

Стойкость некоторых материалов против коррозии в среде азотной кислоты

Магериал $t^{\circ} \text{C}$	ЭЯ-1Т	Ж-2	АМц	Ст-20	30ХГСА
18 — 20 °С	0,0077	0,0125	0,0027	5,45	14,4
99 — 100 °С	14,25	7,72	3,09	423	576

Понижение коррозионной агрессивности азотной кислоты может быть достигнуто добавлением к ней специальных веществ-ингибиторов. Давно известен способ транспортировки и хранения азотной кислоты с добавкой 10% серной кислоты; однако для ЖРД такая мера является малопримемлемой, так как при этом удельная тяга двигателя понижается примерно на 5%. Необходимо применение таких ингибиторов, которые выполняют свою роль при небольших количествах.

Азотная кислота относится к жидкостям, вредно действующим на человеческий организм. Попадание азотной кислоты на кожу вызывает ожоги; особенно опасно попадание на глаза. Пары азотной кислоты ядовиты. Вдыхание воздуха, содержащего большие концентрации азотной кислоты, может привести к отравлению. Предельно допустимая концентрация паров азотной кислоты в воздухе равна 0,005 мг/л (в пересчете на N_2O_5).

При работе с азотной кислотой необходимо применение специальной одежды и защитных очков.

При работе в воздухе, содержащем большие количества паров азотной кислоты, необходимо одевать фильтрующий противогаз, а при очень больших концентрациях — применять кислородные изолирующие приборы.

Сама по себе азотная кислота взрывобезопасна, однако, как и другие окислители, с органическими соединениями образует взрывчатые смеси.

Азотная кислота в настоящее время является одним из наиболее распространенных окислителей, что объясняется ее широкой доступностью, а также относительной приемлемостью ее физических свойств. По удельной тяге азотная кислота уступает жид-

кому кислороду, но превосходит его по весовой плотности. Теплотворная способность горючей смеси из азотной кислоты и керосина равна $h_u = 1450 \text{ кал/кг}$ и соответственно $T_{уд,40} = 246 \text{ кг сек/кг}$. Таким образом, азотная кислота уступает жидкому кислороду по величине удельной тяги на 12 — 13%.

Если исходить из сравнения удельных тяг, полученных в настоящее время на двигателях, то преимущество жидкого кислорода окажется значительно меньшим (не выше 5%). Это объясняется более простым решением вопроса охлаждения двигателей, работающих на азотной кислоте, так как в этом случае в камере сгорания развиваются значительно меньшие температуры (порядка 3000° абс).

К числу недостатков азотной кислоты как окислителя следует отнести ее коррозионную агрессивность, вредное действие на человека. Величину температуры замерзания следует признать недостаточно низкой, особенно если исходить из условий длительного пребывания заправленного аппарата на больших высотах или в суровых зимних условиях.

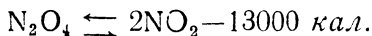
Четырехокись азота (N_2O_4)

Четырехокись азота представляет собой при обычной температуре светложелтую летучую жидкость. С ростом температуры окраска четырехокиси азота, благодаря диссоциации, принимает бурый оттенок.

Основные данные

Весовая плотность при 15°C	1,458 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	$21 \div 24^\circ\text{C}$
Температура замерзания	$-10 \div -11^\circ\text{C}$
Теплоемкость при $0 \div -20^\circ\text{C}$	$0,45 \text{ кал/кг } ^\circ\text{C}$
Вязкость при 15°C	$0,448 \cdot 10^{-4} \text{ кг сек/м}^2$
Критическая температура	158°C
Критическое давление	99 атм

Зависимость давления насыщающих паров от температуры представлена на фиг. 2.12. Резкое нарастание давления насыщающих паров с температурой объясняется диссоциацией N_2O_4 , протекающей с поглощением тепла:



В чистом виде N_2O_4 взрывобезопасна. В отношении человека обладает примерно теми же свойствами, что и азотная кислота; несколько более вредное ее действие объясняется отчасти большей упругостью паров, что приводит к большему насыщению ими воздуха.

По отношению к конструкционным материалам четырехокись азота малоагрессивна; например, простая малоуглеродистая сталь в четырехокиси азота является стойкой (потеря веса при 20°C равна 0,0074 г/м² час). Четырехокись азота является более эффективным окислителем, чем азотная кислота: смесь четырехокиси азота с керосином обладает теплотворной способностью $h_u = 1720$ кал/кг, соответственно чему $T_{уд_{40}} = 262$ кг. сек/кг.

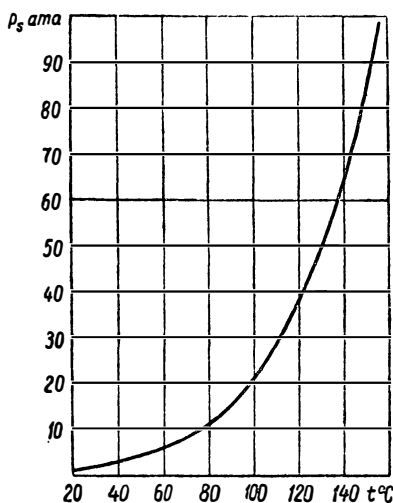
Несмотря на отдельные преимущества в сравнении с азотной кислотой, четырехокись азота не нашла самостоятельного практического применения вследствие недопустимо высокой температуры замерзания и низкой температуры кипения.

Смеси четырехокиси азота с азотной кислотой

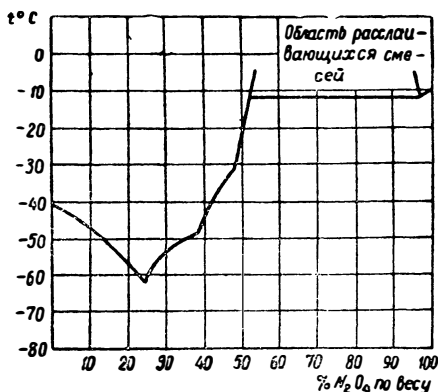
С азотной кислотой четырехокись азота смешивается не во всех концентрациях; смеси с содержанием N₂O₄ от 52 до 98% расслаиваются.

Смеси азотной кислоты и четырехокиси азота являются практически стабильными (в пределах гомогенных растворов) и могут храниться длительное время без особых осложнений.

Основные параметры смесей четырехокиси азота с азотной



Фиг. 2.12. Зависимость давления насыщающих паров четырехокиси азота от температуры.



Фиг. 2.13. Температура замерзания смесей четырехокиси азота с азотной кислотой.

кислотой представлены на фиг. 2.13, 2.14 и 2.15. Теплоемкость растворов N₂O₄ в азотной кислоте при температуре +20°C близка к теплоемкости для азотной кислоты; при более высоких температурах теплоемкость должна расти быстрее, чем для азотной кислоты, вследствие диссоциации четырехокиси азота. Теплопроводность рассматриваемых растворов близка к таковой для азотной кислоты, а вязкость их выше, чем для чистых HNO₃ и N₂O₄.

По отношению к конструкционным материалам данные смеси менее агрессивны, чем азотная кислота, однако более активны, чем четырехокись азота (табл. 2.7).

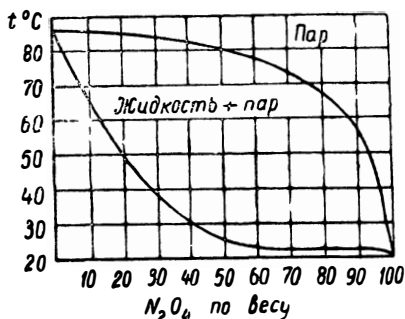
Таблица 2.7

Стойкость некоторых материалов в среде раствора
четыреохкиси азота и азотной кислоты
(в г/м² час)

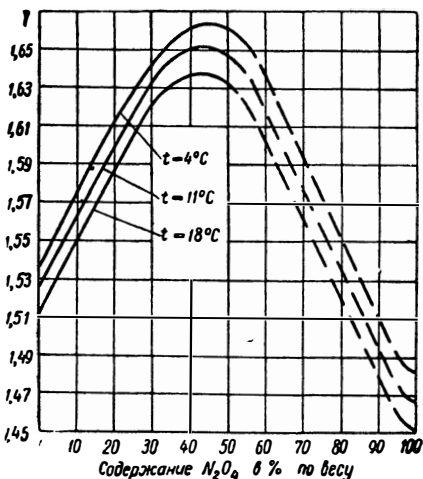
Материал $t^{\circ}\text{C}$	ЭЯ-1Т	Ж-2	АМЦм	Ст-20	30ХГСА
18 — 20 °С	0,00438	0,00565	0,005	0,44	2,14
98 — 100 °С	2,43	2,6	3,87	189	90

В качестве материала деталей, соприкасающихся со смесями $\text{N}_2\text{O}_4 + \text{HNO}_3$, применяются те же материалы, что и в случае азотной кислоты: хромоникелевые и хромистые стали, алюминий, алюминиевые сплавы и др.

При работе с рассматриваемыми смесями необходимы практически те же меры предосторожности, что и при работе с азотной кислотой. Более низкая температура кипения и



Фиг. 2.14. Температура кипения смесей четырехокиси азота с азотной кислотой.



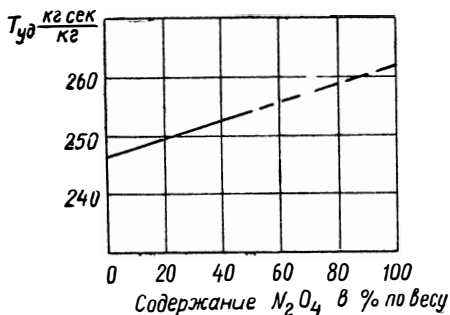
Фиг. 2.15. Весовая плотность смесей четырехокиси азота с азотной кислотой.

большая летучесть смесей $\text{N}_2\text{O}_4 + \text{HNO}_3$ требуют более тщательной герметизации, во избежание насыщения окружающего воздуха их парами.

Теплота смешения азотной кислоты с четырехокисью азота незначительна и составляет менее 1% от теплотворности горючих смесей на их основе; поэтому с ростом содержания четырехокиси азота теплотворная способность горючих смесей на их основе растет пропорционально увеличению весовой доли N_2O_4 . Удельная

тяга, которую можно получить на керосине и растворах четырехокси азота в азотной кислоте, показана на фиг. 2.16.

Увеличение содержания N_2O_4 в смеси улучшает свойства этих смесей: понижается температура замерзания (до содержания N_2O_4 порядка 40%), увеличивается весовая плотность, растет удельная тяга горючих смесей на их основе; понижается коррозионная аг-



Фиг. 2.16. Зависимость удельной тяги $T_{уд}$ от содержания четырехокси азота в смеси с азотной кислотой (горючее—керосин).

рессивность в отношении конструкционных материалов; температура кипения при этом несколько уменьшается. Смесей четырехокси азота с азотной кислотой в настоящее время нашли широкое применение как окислители в ЖРД.

Выбор конкретного состава окислителя зависит от требований, предъявляемых условиями его применения. В случае суровых зимних условий или длительного нахождения

аппарата в воздухе, повидимому, следует ориентироваться на смеси с содержанием N_2O_4 от 20 до 30%. Если допустимая температура замерзания не ниже $-40 \div -45^\circ C$, то для повышения весовой плотности и удельной тяги следует применять смеси с большим содержанием четырехокси азота (до 35—40%), если уменьшение температуры кипения не вносит затруднений в работу системы питания (в случае насосной системы подачи) и в условия охлаждения двигателя.

В заключение отметим, что рассматриваемый окислитель является сравнительно недорогим продуктом. Производство его может быть налажено на установках, производящих азотную кислоту методом получения последней из жидких окислов азота.

Тетранитрометан ($C(NO_2)_4$)

Тетранитрометан представляет собой подвижную жидкость, прозрачную в тонких слоях и имеющую зеленоватый оттенок в толстых. Он обладает резким запахом и вызывает слезотечение.

Основные данные тетранитрометана

Весовая плотность при $15^\circ C$	1,65 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	$126 - 127^\circ C$
Температура замерзания	$13,1 \div 19,8^\circ C$
Теплоемкость при $21 - 102^\circ C$	0,29 кал/кг $^\circ C$
Вязкость при $15^\circ C$	$1,68 \cdot 10^{-4}$ кг сек/м ²

Чистый тетранитрометан — довольно стойкое соединение; однако при подрыве его мощным детонатором разлагается со взрывом и с выделением тепла. Чувствительность к взрыву и мощность взрыва значительно растут при добавлении к нему многих органических соединений.

Тетранитрометан является довольно эффективным окислителем: удельная тяга горючих смесей на его основе практически такая же, как и для четырехоксида азота; к тому же он обладает более высокой весовой плотностью, чем рассмотренные выше другие окислители.

Несмотря на эти и другие (высокое значение температуры кипения и малая коррозионная агрессивность) положительные свойства, тетранитрометан неприменим в чистом виде из-за высокой температуры замерзания и склонности ко взрыву.

Одним из возможных методов улучшения свойств тетранитрометана является добавление к нему четырехоксида азота. При этом понижаются температура замерзания и взрывоопасность. В отношении конструкционных материалов эти смеси также малоагрессивны, как и чистый тетранитрометан. Однако и в этом случае температура замерзания недостаточно низкая (для смеси эвтектического состава около -30°C).

В настоящее время тетранитрометан не нашел еще практического применения на двигателях.

§ 2.5. ГОРЮЧИЕ

В настоящее время почти исключительное применение в ЖРД получили органические соединения, в которых горючими элементами являются углерод и водород. В качестве горючих, не воспламеняющихся при контакте с окислителем, применяются углеводороды, главным образом продукты из нефти и предельные спирты. В качестве горючих, воспламеняющихся при контакте с окислителями, применяются главным образом амины, некоторые ненасыщенные соединения, имеющие двойные и тройные связи, а также органические соединения некоторых других классов.

Нефтяные горючие

Нефтяные горючие (бензин, керосин, газойль, солярное масло) представляют собой смеси углеводородов с различной химической структурой и различными молекулярными весами. Эти горючие имеют широкую сырьевую и развитую производственную базу.

Бензин, керосин, газойль и солярное масло в паре с окислителем обладают практически одинаковой теплотворностью на 1 кг смеси. В табл. 2.8 приведены значения теплотворной способности стехиометрических смесей этих топлив в паре со 100-процентной азотной кислотой. Наибольшая разница в теплотворной способности составляет менее 1%.

Весовая плотность нефтяных горючих при нормальной температуре находится в пределах 0,7 : 0,9; однако такой диапазон из-

**Теплотворная способность нефтяных горючих
в паре с азотной кислотой**

Горючее	Бензин $\gamma_r = 0,7 - 0,72$	Керосин $\gamma_r = 0,8 - 0,84$	Газойль и соляровое масло $\gamma_r = 0,84 - 0,88$
Теплотворная способность в паре с HNO_3 , <i>кал/кг</i>	1451 — 1446	1449 — 1444	1444 — 1438

менения весовой плотности горючего не очень сильно сказывается на условной весовой плотности в целом горючего и окислителя, поскольку обычно горючее составляет по весу меньшую долю (табл. 2.9).

Таблица 2.9

**Условная весовая плотность
различных горючих и азотной
кислоты**

Весовая плотность горючего	0,7	0,8	0,9
Условная весовая плотность горючего и HNO_3 при $\alpha = 5$	1,29	1,32	1,36

При выборе конкретного нефтяного горючего следует основываться на физико-химических свойствах и экономических соображениях. В ЖРД наибольшее применение получил керосин, поскольку он обладает наилучшей комбинацией физико-химических свойств.

Бензины имеют относительно низкую температуру начала

кипения и более летучи; с этим связаны большие их потери и большая пожарная опасность.

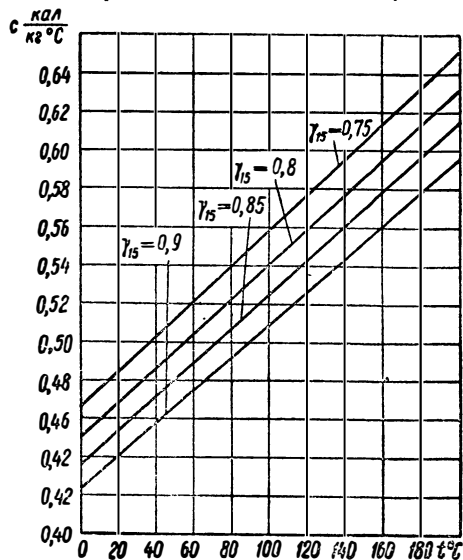
Нефтяные горючие тяжелее керосина имеют обычно более высокую вязкость, особенно при низких температурах, и более высокую температуру замерзания.

Авиационные керосины для улучшения физико-химических свойств при низких температурах содержат относительно меньшее количество тяжелых фракций и имеют поэтому несколько меньшую весовую плотность и более низкие пределы выкипания.

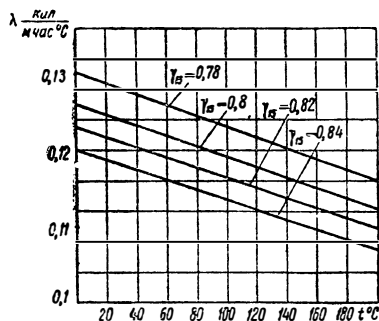
**Основные физические параметры
авиационных керосинов**

Весовая плотность при 20°C	0,79 — 0,83 кг/л
Температура начала кипения	130 — 145 °C
Температура конца кипения	230 — 280 °C
Вязкость при 20°C	1,0 — 2,0 · 10 ⁻⁴ кг сек/м ²
Температура замерзания	ниже -60 °C
Теплоемкость при 20°C	0,46—0,48 кал/кг °C
Критическая температура	355—385 °C
Критическое давление	26 — 28 ата

Керосины, как и другие нефтяные горючие, полученные из разных нефтей, отличаются содержанием отдельных групп углеводородов; поэтому и физические параметры их могут колебаться в определенных пределах (см., например, фиг. 2.19), не выходящих, однако, за пределы, установленные техническими условиями.



Фиг 2.17. Зависимость теплоемкости нефтяных горючих от температуры.



Фиг 2.18. Зависимость теплопроводности керосина от температуры

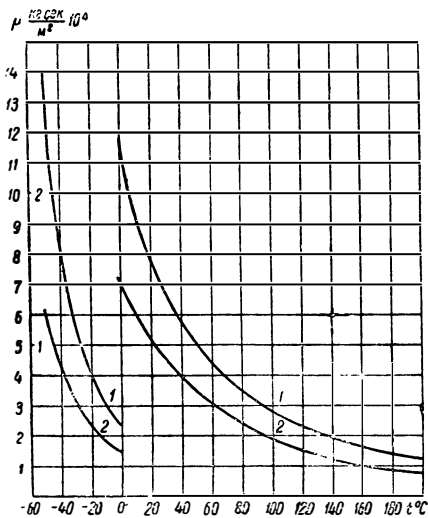
Теплоемкость и теплопроводность нефтяных горючих в значительной степени зависят от весовой плотности. Значения теплоемкости нефтяных горючих в зависимости от температуры приведены на фиг. 2.17.

Зависимость теплопроводности керосина от температуры определяется формулой

$$\lambda = \frac{0,1008}{\gamma_{15}} (1 - 0,00054t) \frac{\text{ккал}}{\text{м час } ^\circ\text{С}}.$$

Теплопроводность и вязкость керосинов приведены на фиг. 2.18 и 2.19.

Химический состав нефтяных горючих оказывает сильное влияние на поведение их в камере сгорания. Детальное исследование этого вопроса в поршневых двигателях (бензиновых и с воспламенением от сжатия) позволяет предъявлять к нефтяным горючим определен-



Фиг 2.19. Зависимость вязкости авиационного керосина от температуры: 1—из бакинских нефтей; 2—из туймазинских нефтей.

ные требования с точки зрения процесса в этих двигателях. В ЖРД этот вопрос исследован еще очень мало, однако, отдельные опыты показывают, что различные углеводороды по-разному ведут себя при контакте с окислителями. Опыты показывают, что между многими углеводородами и, например, азотной кислотой в жидкой фазе протекает химическая реакция, которая, хотя и не дает видимого воспламенения, тем не менее сопровождается тепловым эффектом, что может сказаться на скорости протекания процесса в камере сгорания и в определенных случаях способствовать более устойчивой работе двигателя.

Спирты

Спирты являются гидроксильными производными углеводов. В ЖРД нашли применение низшие спирты — метиловый (CH_3OH) и этиловый ($\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$), благодаря своей доступности и приемлемым физико-химическим свойствам. Спирты представляют стойкий продукт и не воспламеняются при контакте с окислителями.

Двигатели на основе спиртов обеспечивают, при прочих равных условиях, несколько меньшую удельную тягу, чем на основе нефтяных горючих. Применение спиртов в ЖРД имеет смысл, если встречаются затруднения в охлаждении двигателя, и необходимо поэтому понизить температуру продуктов сгорания, даже ценой некоторого уменьшения удельной тяги.

Благодаря наличию в спиртах кислорода, количество окислителя, необходимое для полного сгорания спирта, меньше, чем в случае нефтяного горючего, а следовательно, и больше доля спирта в горючей смеси. Это обстоятельство имеет значение в случаях, когда окислитель не может быть применен в качестве охлаждающей жидкости по своим физико-химическим свойствам.

Метиловый спирт

Чистый метиловый спирт представляет собой прозрачную летучую жидкость с запахом, напоминающим запах этилового спирта. С водой смешивается в любых соотношениях.

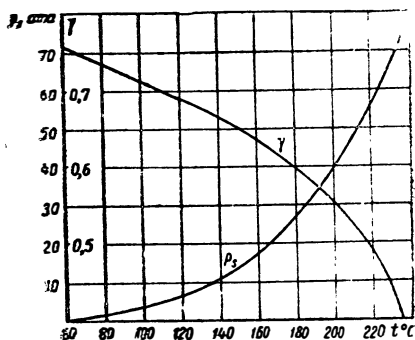
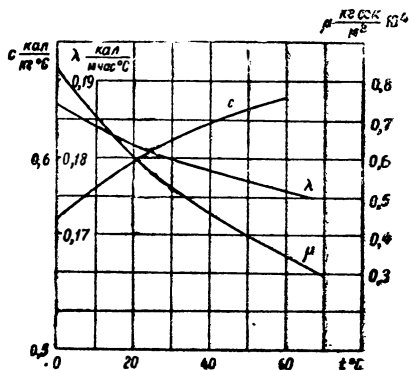
Метиловый спирт является ядом; принятие его во внутрь вызывает смерть.

Основные данные метилового спирта

Весовая плотность при 15°C	0,796 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	64,6 °C
Температура заморзания	—94,8 °C
Теплоемкость при 20°C	0,6 кал/кг °C
Критическая температура	240 °C
Критическое давление	78,7 ата

Зависимость основных параметров метилового спирта от температуры дана на фиг. 2.20 и 2.21. Теплотворная способность метилового спирта с азотной кислотой и с жидким кислородом соответственно равна 1270 и 1840 кал/кг.

Соответствующие значения $T_{уд.40}$ равны 235 и 265 кг.сек./кг.



Фиг. 2.20. Зависимость теплоемкости, теплопроводности и вязкости метилового спирта от температуры.

Фиг. 2.21. Зависимость весовой плотности (по линии насыщения) и давления насыщенных паров метилового спирта от температуры.

Этиловый спирт

Этиловый спирт представляет собой прозрачную, легкоподвижную жидкость.

Основные данные этилового спирта

Весовая плотность при 15°C	0,789 кг/л
Температура кипения при нормальном давлении	78,3 °C
Температура замерзания	-112 °C
Теплоемкость при 25°C	0,58 кал/кг °C
Вязкость при 20°C	1,246 · 10 ⁻⁴ кг сек/м ²
Скрытая теплота испарения	220 кал/кг
Критическая температура	243 °C
Критическое давление	63,1 ата

С водой этиловый спирт образует растворы во всех соотношениях. Смешение сопровождается уменьшением объема и небольшим выделением тепла. Промышленностью обычно выпускается этиловый спирт 95,5% концентрации по весу.

Ниже, в табл. 2.10—2.12 и на фиг. 2.22 и 2.23, даны зависимости некоторых физических параметров этилового спирта и его водных растворов от концентрации и температуры.

Таблица 2.10

Весовая плотность водных растворов этилового спирта

Содержание спирта в весовых %	Весовая плотность при температурах в °С						
	10	15	20	25	30	35	40
74	0,86648	0,86229	0,85806	0,85376	0,84941	0,84500	0,84053
76	168	0,85747	322	0,84891	455	013	0,83564
78	0,85685	262	0,84835	433	0,83966	0,83523	074
80	197	0,84772	344	0,83911	473	029	0,82578
82	0,84702	277	0,83848	415	0,82974	0,82530	079
84	203	0,83777	348	0,82913	473	027	0,81576
86	0,83697	271	0,82840	405	0,81965	0,81519	067
88	181	0,82754	323	0,81888	448	003	0,80552
90	0,82654	227	0,81797	362	0,80922	0,80478	028
92	114	0,81688	257	0,80823	384	0,79941	0,79491
94	0,81561	134	0,80705	272	0,79835	393	0,78947
96	0,80991	0,80566	138	0,79706	271	0,78831	388
98	399	0,79975	0,79547	117	0,78684	247	0,77806
100	0,79784	360	0,78934	0,78506	075	0,77641	203

Таблица 2.11

Зависимость температуры кипения водных растворов этилового спирта от концентрации

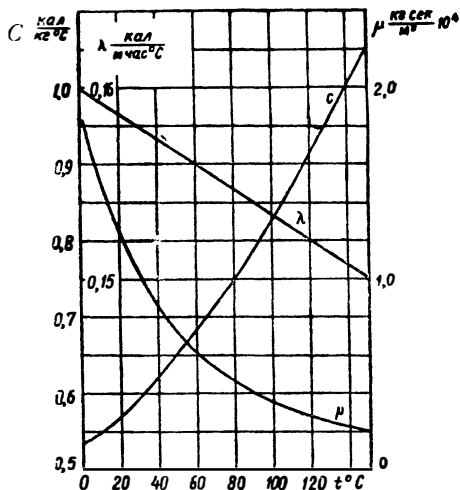
Содержание спирта в весовых %	100	95	90	85	80	75	70	65	60
Температура кипения, °С	78,3	78,4	78,5	78,9	79,3	79,7	80,1	80,5	81,0

Таблица 2.12

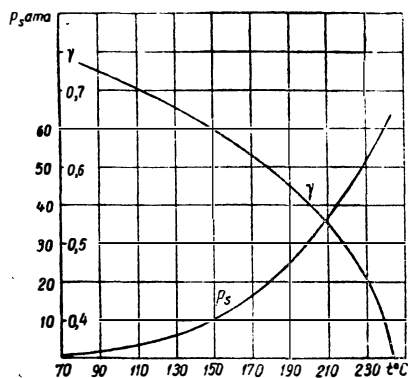
Вязкость водных растворов этилового спирта в $\frac{\text{кгсек}}{\text{м}^2} 10^{-4}$

% спирта по весу \ t °С	0	10	20	30	40	50	60	70
60	5,82	3,86	2,70	1,94	1,51	1,16	0,922	0,754
70	4,81	3,34	2,52	1,78	1,35	1,06	0,859	0,71
80	3,72	2,72	2,02	1,55	1,2	0,969	0,783	0,661
90	2,71	2,09	1,62	1,29	1,04	0,846	0,705	0,597
100	1,82	1,51	1,25	1,02	0,835	0,704	0,598	0,513

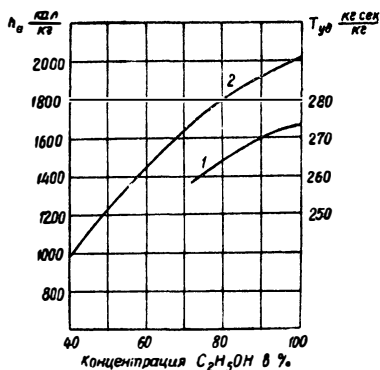
Этиловый спирт является более эффективным горючим, чем метиловый. Зависимость теплотворной способности и удельной тяги смесей этилового спирта различной концентрации с кислородом представлена на фиг. 2.24.



Фиг. 2.22. Зависимость теплоемкости, теплопроводности и вязкости этилового спирта от температуры.



Фиг. 2.23. Зависимость весовой плотности (по линии насыщения) и давления насыщенных паров этилового спирта от температуры.



Фиг. 2.24. Зависимость удельной тяги $T_{уд0}$ (1) и теплотворной способности (2) смеси этилового спирта различной концентрации с жидким кислородом.

Горючие, воспламеняющиеся при контакте с окислителями

К веществам, легко воспламеняющимся с азотной кислотой и ее смесями с четырехокисью азота, относятся амины: анилин, толуидин, ксилитин, триэтиламин и др.; некоторые соединения, имеющие двойные и тройные связи: фурфуроловый спирт, виниловые эфиры, дициклопентадиен и др., а также некоторые другие соединения.

Обычно в качестве таких горючих применяются различные комбинации (смеси), так как часто у отдельных из указанных веществ оказываются неприемлемыми те или иные свойства; в некоторых случаях в эти смеси включаются вещества, которые в чистом виде не воспламеняются с окислителями. Иногда для улучшения воспламенительных свойств к одному из компонентов самовоспламеняющейся горючей смеси добавляют в небольших количествах кагализаторы — вещества, ускоряющие процесс воспламенения. Так, например, для повышения активности азотной кислоты по отношению к некоторым горючим, к ней добавляли треххлористое железо $FeCl_3$ в количестве до 4%, что значительно снижало период задержки воспламенения.

В настоящее время известен ряд рецептов воспламеняющихся с окислителями горючих, обладающих энергетическими данными, близкими к нефтяным горючим, однако эти вещества не имеют такого массового производства и широкой сырьевой базы.

Одним из распространенных самовоспламеняющихся горючих является смесь равных количеств триэтиламина $N(C_2H_5)_3$ и технического метаксилитина $C_6H_3(CH_3)_2NH_2$ (так называемая «тонка»).

Основные свойства горючего

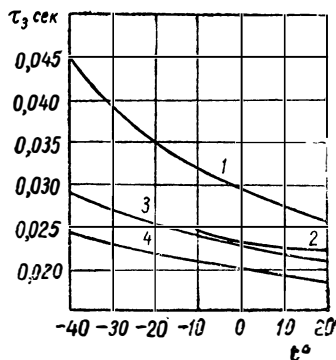
Весовая плотность при 20°C	0,844 кг/л
Температура начала кипения при нормальном давлении	87°C
Температура замерзания	-88°C
Теплоемкость при 20°C	0,47 кал/кг°C
Вязкость при 20°C	$1,15 \cdot 10^{-4}$ кг сек/м ²

Это горючее представляет собой легкоподвижную жидкостью с острым специфическим запахом (запах триэтиламина); оно довольно стабильно, взрывобезопасно; хорошо воспламеняется с азотной кислотой, четырехокисью азота и их смесями (фиг. 2.25).

При работе с самовоспламеняющимися горючими следует иметь в виду, что многие из веществ, входящих в их состав, являются ядовитыми (особенно ксилитин, анилин, триэтиламин и др.). Они вызывают отравление организма как при попадании на кожу, так и при вдыхании паров. Хранение их должно производиться в герметичной таре, поскольку попадание влаги ухудшает их воспламенительные свойства.

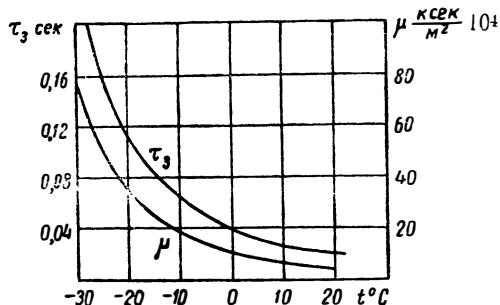
В иностранной литературе имеются указания на то, что с азотной кислотой и ее смесями с четырехокисью азота в качестве самовоспламеняющегося горючего применяются смеси анилина $C_6H_5NH_2$ с фурфуроловым спиртом $C_2H_3OCH_2OH$. Чистый анилин замерзает при $-6,2^\circ C$; фурфуроловый спирт — при $-31^\circ C$.

Смеси их в пределах содержания фурфурилового спирта от 40 до 80% замерзают ниже -50°C . Однако при низких температурах они обладают очень высокой вязкостью (при -30°C около $80 : 90 \cdot 10^{-4}$ кг.сек./м²) и поэтому теряют текучесть; кроме того, при низких температурах обладают неприемлемыми воспламенительными свойствами (фиг. 2.26).



Фиг. 2.25. Зависимость периода задержки воспламенения точки с азотной кислотой, четырехокисью азота и их смесями от температуры:

1— HNO_3 ; 2— N_2O_4 ; 3—15% N_2O_4 +85% HNO_3 ; 4—40% N_2O_4 +60% HNO_3 .



Фиг. 2.26. Зависимость вязкости и периода задержки воспламенения смеси фурфурилового спирта (80%) и анилина (20%) с азотной кислотой от температуры.

§ 2.6. ОЦЕНКА НАИБОЛЕЕ УПОТРЕБИТЕЛЬНЫХ ГОРЮЧИХ СМЕСЕЙ

Основные особенности горючих смесей, построенных на выше-рассмотренных веществах, определяются прежде всего окислителем (табл. 2.13). Смеси на основе жидкого кислорода являются наиболее эффективными с точки зрения удельной тяги, но обладают относительно небольшой условной весовой плотностью. Низкая температура кипения жидкого кислорода ограничивает его широкое применение в ЖРД различного назначения. Жидкий кислород применяется в паре с керосином, этиловым спиртом и его водными растворами, метиловым спиртом.

Широкое применение имеет азотная кислота и ее смеси с четырехокисью азота. Эти окислители применяются в основном в паре с керосином и с горючими, воспламеняющимися при контакте с ними (тонка и др.). По удельной тяге эти смеси несколько уступают смесям на основе жидкого кислорода, но превосходят их по условной весовой плотности. В итоге, как показывают расчеты, на основе смесей $\text{HNO}_3 + \text{N}_2\text{O}_4$ получается практически такая же дальность, что и на основе жидкого кислорода.

Тетранитрометан и его смеси с четырехокисью азота не получили еще применения, повидимому, из-за недостаточно низкого значения температуры замерзания. Следует также указать на значительно более узкую производственную базу тетранитрометана в сравнении с другими выше-рассмотренными окислителями (жидкий кислород, азотная кислота, четырехокись азота).

Перекись водорода как окислитель находит в настоящее время значительно менее широкое применение, чем азотная кислота и жидкий кислород.

Таблица 2.13

Основные данные некоторых горючих смесей ЖРД

Окислитель	Горючее	Удельная тяга $T_{уд.0}$ кг сек/кг	Условная ве- совая плот- ность 1 кг смеси окис- лителя и го- рючего	Температу- ра замерза- ния окисли- теля, °С	Температу- ра кипения окислителя, °С
Жидкий кислород	керосин	280	1,015	- 218,4	- 182,9
То же	95% эти- ловый спирт	270	~ 1,0	- 218,4	- 182,9
То же	75% эти- ловый спирт	260	~ 1,0	- 218,4	- 182,9
Азотная кислота	керосин	246	1,32	- 41,2	+ 86
То же	тонка	248	1,32	- 41,2	+ 86
Четырех- окись азота	керосин	262	1,27	- 10	+ 22
Тетрани- торметан	керосин	262	1,45	+ 13,7	+ 127
20% N_2O_4	керосин	250	1,38	- 58	-
80% HNO_3					
40% N_2O_4	керосин	255	1,40	-	-
60% HNO_3					
40% N_2O_4	керосин	262	1,36	- 29,0	-
60% $C(NO_2)_4$					
80% пере- кись водо- рода	50% $N_2H_4 \cdot H_2O$ 47% CH_3OH 3% H_2O	230		- 22,7	100° разлаг.

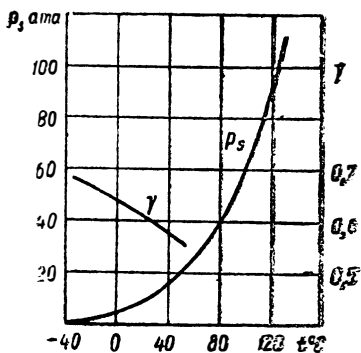
§ 2.7. ПЕРСПЕКТИВНЫЕ ГОРЮЧИЕ И ОКИСЛИТЕЛИ

Улучшение удельных параметров жидкостно-реактивных двигателей возможно путем применения новых более эффективных горючих и окислителей (табл. 2.14). При применении в качестве окислителя кислорода наиболее эффективными горючими являются водород и литий. При использовании фтора эффективны также и некоторые другие металлы. Это указывает на необходимость совместного подбора окислителя и горючего. Такие горючие элементы, как литий и бериллий, пока имеют очень ограниченную сырьевую базу; кроме того, как будет видно из дальнейшего, имеются другие более доступные и не менее эффективные горючие.

Основные данные горючих элементов и их продуктов горения в жидком кислороде (окислы) и в жидком фторе (фториды)

Вещество	Символ	Весовая плотность	Температура плавления, °С	Температура кипения, °С	Сгорание в жидком кислороде						Сгорание в жидком фторе					
					химическая формула окисла	молекулярный вес	температура плавления, °С	температура кипения, °С	теплотворная способность H_u , кал/кг	$T_{уд.}$, кг сек/кг	химическая формула фторида	молекулярный вес	температура плавления, °С	температура кипения, °С	теплотворная способность H_u , кал/кг	$T_{уд.}$, кг сек/кг
Углерод	C	2,17 — 2,3	—	—	CO ₂	44	—	— 78 сублим	2070	270	CF ₄	88	— 183	— 128	2550	235
Водород жидкий	H ₂	0,0709	— 257,14	— 252,79	H ₂ O	18,016	0	100	3030	350	HF	20,008	— 102,5	19,5	3070	385
Литий	Li	0,534	186	1400	Li ₂ O	29,88	1700	—	(3390)	(320)	LiF	25,94	842	1672	3170	375
Бериллий	Be	1,85	1280	—	BeO	25,02	2520	3900	1000	—	BeF ₂	47,02	800	—	(3600)	(355)
Бор	B	1,73	2300	—	B ₂ O ₃	69,64	450	2150	3090	260	BF ₃	67,82	— 127	— 100	3750	320
Магний	Mg	1,74	650	1120	MgO	40,32	2800	3000	1000	120	MgF ₂	62,32	1270	2240	3080	320
Алюминий	Al	2,7	658	2000	Al ₂ O ₃	101,94	2050	2980	2440	225	AlF ₃	83,97	1040	1290	2800	275
Кремний	Si	2,35	1414	2400	SiO ₂	60,06	1470	2590	2000	260	SiF ₄	104,06	— 77	— 65	3400	270
Кальций	Ca	1,55	809	1240	CaO	56,02	2570	2850	1000	—	CaF	78,02	1400	2500	2600	300

Высокую удельную тягу развивает водород; однако, физические свойства жидкого водорода препятствуют внедрению его в ракетную технику. Сюда прежде всего следует отнести очень низкую температуру кипения ($-252,8^{\circ}\text{C}$), вследствие чего хранение



Фиг. 2.27. Зависимость давления насыщенных паров и весовой плотности жидкого аммиака от температуры.

жидкого водорода вызывает исключительные трудности. Следует также отметить, что жидкий водород обладает наименьшей весовой плотностью из всех известных жидкостей ($0,0709 \text{ кг/л}$ при температуре кипения), поэтому смеси различных окислителей с водородом имеют существенно меньшую условную весовую плотность, чем с другими горючими.

Большой интерес представляют такие соединения, как аммиак и гидразин, в которых горючим элементом является водород. Эти вещества, хотя и уступают жидкому водороду в величине удельной тяги, вследствие содержания инертного

азота, тем не менее они имеют определенные преимущества перед ним в отношении физических свойств. Особенно эффективно, как показывают расчеты, применение указанных веществ в паре со фтором и его производными (табл. 2.15).

А м м и а к (NH_3) при обычных условиях представляет собой бесцветный ядовитый газ. При нормальном давлении переходит в жидкое состояние при температуре $-33,4^{\circ}\text{C}$. Сохраняет жидкое состояние при нормальной температуре (15°C) при давлении более $7,5 \text{ атм}$. Весовая плотность и давление насыщенных паров аммиака в зависимости от температуры приведены на фиг. 2.27.

Основные данные жидкого аммиака

Весовая плотность при -30°C	$0,677 \text{ кг/л}$
Температура кипения	$33,4^{\circ}\text{C}$
Температура замерзания	$-77,7^{\circ}\text{C}$
Теплоемкость при $15 \rightarrow 30^{\circ}\text{C}$	$1,118 \text{ кал/кг}^{\circ}\text{C}$
Вязкость при 0°C	$0,249 \cdot 10^{-4} \text{ кг сек/м}^2$
Теплопроводность при $-10 \div 20^{\circ}\text{C}$	$0,43 \text{ кал/м час}^{\circ}\text{C}$
Критическая температура	$132,4^{\circ}\text{C}$
Критическое давление	$111,5 \text{ атм}$

В жидком состоянии аммиак представляет собой прозрачную подвижную жидкость. При попадании на кожу вызывает ожоги. Пары аммиака токсичны.

Чистый аммиак не опасен в отношении взрыва, однако смеси его паров с воздухом и кислородом при определенном содержании аммиака взрывоопасны.

Параметры некоторых горючих смесей

Окислитель	Жидкий фтор			Жидкий кислород			Жидкий фтористый кислород			40 % N_2O_4 + 60 % HNO_3		
	$T_{уд.0}$, кг сек/кг	Температура горения, T° абс	Условная весовая плотность смеси, кг/л	$T_{уд.0}$, кг сек/кг	Температура горения, T° абс	Условная весовая плотность смеси, кг/л	$T_{уд.0}$, кг сек/кг	Температура горения, T° абс	Условная весовая плотность смеси, кг/л	$T_{уд.0}$, кг сек/кг	Температура горения, T° абс	Условная весовая плотность смеси, кг/л
Жидкий водород	385	4750	0,75	350	3500	0,426	375	—	0,635	—	—	—
Жидкий аммиак	345	4450	1,18	280	3030	0,89	325	—	1,115	245	2700	1,13
Гидразин	350	4550	1,315	305	3300	1,07	335	—	1,23	280	3050	1,33
Пентаборан	330		1,27	305		0,92	—	—	—	—	—	—
Керосин	275		1,36	280	3600	1,015	310		1,32	255	3120	1,4

Аммиак находит широкое применение в промышленности, в частности, как исходный материал для получения азотной кислоты и ее соединений.

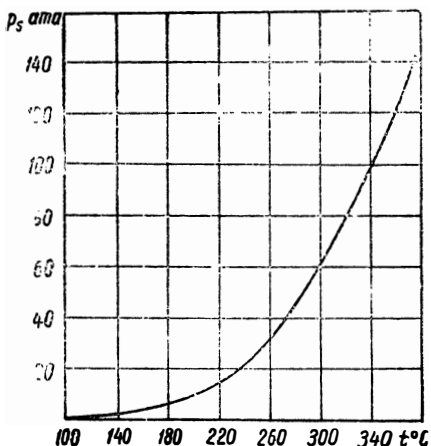
Гидразин (N_2H_4) — бесцветная жидкость, дымящая на воздухе.

Основные данные гидразина:

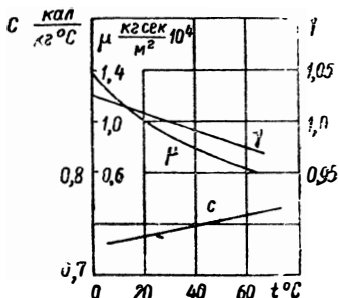
Весовая плотность при 20°C	1,008 кг/л
Температура кипения	113,5 °C
Температура замерзания	+2 °C
Теплоемкость при 25°C	0,738 кал/кг °C
Вязкость при 20°C	$0,992 \cdot 10^{-4}$ кг сек/м ²
Критическая температура	380 °C
Критическое давление	145 ата

Зависимости ряда физических параметров гидразина от температуры даны на фиг. 2.28 и 2.29.

При обычной температуре гидразин гигроскопичен; имеет тенденцию к разложению на аммиак и азот. Пары гидразина ядовиты. Смесь паров гидразина с воздухом и кислородом при определенных концентрациях гидразина при поджигании взрывается. Гидразин хорошо смешивается с водой, этиловым спиртом, аммиаком (фиг. 2.30).



Фиг. 2.28. Зависимость давления насыщенных паров гидразина от температуры.



Фиг. 2.29. Зависимость весовой плотности, теплоемкости и вязкости гидразина от температуры.

Интересно отметить, что, хотя по теплотворной способности аммиак и гидразин уступают керосину, тем не менее по удельной тяге они имеют преимущество особенно в паре со фтором (табл. 2.15). Последнее объясняется лучшими свойствами продуктов сгорания аммиака и гидразина в сравнении с керосином (меньшая атомность и меньший молекулярный вес). Температура горения ниже, чем для керосина, что благоприятно с точки зрения охлаждения двигателя.

Из рассматриваемого класса соединений представляют определенный интерес производные гидразина, — например, диметилгидразин $N_2H_2(CH_3)_2$, — имеющие более приемлемые значения температуры замерзания, чем гидразин.

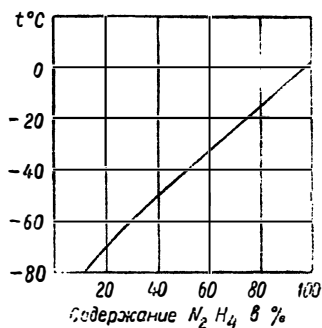
Использование в качестве горючих для ЖРД металлов в чистом виде встречает определенные трудности, так как при нормальных условиях они являются твердыми. Одним из путей их использования является применение суспензий металлов в жидких горючих (например, в керосине). Другой путь — применение соединений, жидких в нормальных условиях и содержащих металлы в химически связанном виде.

Среди таких соединений выделяются соединения металлов с водородом (гидриды) и их производные. Положительным свойством этих соединений является то, что при высокой теплопроизводительности продукты сгорания обладают лучшими свойствами (меньший молекулярный вес), чем продукты сгорания чистых металлов, что в итоге приводит к увеличению термического к. п. д. и скорости истечения.

Из данного класса соединений укажем на гидриды бора — бороводороды, или бораны ($B_n H_m$). Бороводороды бесцветны, обладают неприятным запахом; пары их ядовиты. При относительно высоких температурах, а также в присутствии влаги бороводороды разлагаются. Из бороводородов особенно выделяется пентаборан B_5H_9 — вещество, жидкое в нормальных условиях ($t_s = -46,6^\circ C$; $t_g = 48,6^\circ C$; $\gamma = 0,63$).

Эффективными в паре со фтором являются соединения бора: боразол $B_3N_3H_6$ ($t_s = -58^\circ C$; $t_g = 55^\circ C$; $\gamma = 0,824$) и диборанимин B_2H_7N ($t_s = -66^\circ C$; $t_g = 76^\circ C$; $\gamma = 0,79$).

Продукты сгорания металлов в кислороде имеют очень высокие температуры кипения (табл. 2.14). Правда, в большинстве случаев температуры горения их выше температур кипения и в камере сгорания продукты горения находятся в газообразном состоянии, тем не менее в некоторых случаях не исключена возможность конденсации их при расширении в сопле, а также отложения конденсата на стенках двигателя. С этой точки зрения лучшими свойствами обладают продукты горения во фторе (фториды). Со фтором, кроме того, в большинстве случаев получают лучшие значения удельных тяг, чем с кислородом, даже при равных значениях теплотворных способностей смесей. Это не относится к углероду и нефтяным горючим. Присутствие углерода несколько ухудшает свойства продуктов сгорания во фторе, так как продукт



Фиг. 2.30. Температура замерзания смесей гидразина с аммиаком.

горения углерода во фторе CF_4 обладает высокой атомностью и большим молекулярным весом.

Фтор ($t_3 = -223^\circ\text{C}$; $t_s = -182^\circ\text{C}$; $\gamma = 1,51$) обладает исключительно неблагоприятными физическими свойствами; одним из таких свойств является его высокая токсичность. Даже не особенно продолжительное пребывание в атмосфере фтора может привести к отравлению со смертельным исходом. Так как применение фтора мыслится в жидком виде, вследствие очень низкой температуры кипения, он будет находиться в состоянии постоянного кипения, заражая окружающую атмосферу ядовитыми парами; поэтому хранение жидкого фтора потребует устройств для улавливания его паров. Вторым существенным недостатком фтора является его агрессивность по отношению к конструкционным материалам. Более приемлемыми физическими параметрами обладают некоторые соединения фтора (табл. 2.16).

Таблица 2.16

Физические параметры некоторых соединений фтора

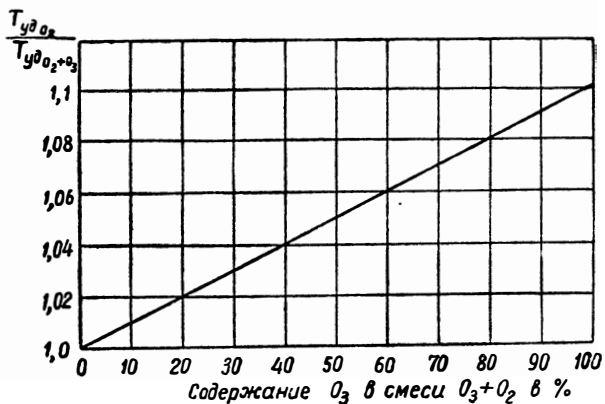
Название	Химическая формула	Молекулярный вес	Весовая плотность кг/л при $t^\circ\text{C}$	Температура замерзания, $^\circ\text{C}$	Температура кипения, $^\circ\text{C}$
Фтористый кислород	OF_2	54	1,53 (-144°)	- 223,8	- 144,8
Трифторид азота	NF_3	71	1,55 (-130°)	- 208	- 129,1
Трифтористый хлор	ClF_3	92,46	1,7 ($+12^\circ$)	- 82,6	+ 12,1
Пятифтористый бром	BrF_5	174,96	2,49 ($+15^\circ$)	- 61,3	+ 40,5

Последние два соединения в табл. 2.16 уступают по удельной гяге первым двум и чистому фтору вследствие содержания малоэффективных окислительных элементов (Cl, Br), но превосходят их в отношении температуры кипения и весовой плотности.

Одним из наиболее высокоэффективных окислителей является озон ($t_3 = -251,6^\circ\text{C}$; $t_s = -112^\circ\text{C}$; $\gamma = 1,45$).

Распад озона на кислород ($2\text{O}_3 \rightarrow 3\text{O}_2$) сопровождается выделением значительного количества тепла (718 кал/кг), поэтому теплотворная способность смесей на его основе выше, чем на основе кислорода. Однако жидкий озон является нестойким соединением, склонным к самопроизвольному распаду со взрывом. Стабилизация озона может быть достигнута растворением его в жидком кислороде; этот вопрос изучен еще недостаточно, в частности, нет надежных данных о предельных взрывобезопасных концентрациях озона в кислороде. Внедрение озона в ракетную технику может стать целесообразным, повидимому, лишь при решении вопроса стабилизации высококонцентрированных его растворов в кислороде, так как небольшое содержание его в кислороде мало повышает эффективность горючей смеси (фиг. 2.31).

Использование перспективных окислителей и горючих в ЖРД позволит повысить удельные тяги двигателей до 300 — 350 и даже до 400 кг сек/кг.



Фиг. 2.31. Зависимость удельной тяги горючей смеси на основе смеси кислорода с озоном от содержания озона в окислителе.

Многие из рассмотренных веществ являются еще недостаточно изученными; особенно мало сведений имеется по их поведению в самом двигателе.

Глава III

ТЕМПЕРАТУРА И СОСТАВ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ

Для расчета процесса двигателя, определения его удельных параметров и геометрических размеров необходимо знание состава и температуры продуктов сгорания в камере сгорания и в различных сечениях сопла. Определение указанных величин производится с помощью термохимических и термодинамических зависимостей и поэтому получило название термодинамического расчета состава и температуры продуктов сгорания.

Вопросы термодинамического расчета подробно разработаны в трудах Я. Б. Зельдовича и А. И. Полярного и др., особенно А. П. Ваничева.

§ 3.1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Компоненты горючей смеси ЖРД в общем случае содержат в себе различные элементы: С, Н, Li, В, N, O, F, Cl, S и др. Эти элементы могут содержаться как в окислителе, так и в горючем. Сложный процесс сгорания можно представить, как распад компонентов рабочего тела на элементы и последующее окисление горючих элементов. Процесс окисления может быть условно представлен, как обмен электронами на внешней электронной оболочке атомов; при этом горючие элементы отдают свои электроны, а окислительные приобретают их. При образовании продуктов полного окисления (при полном сгорании) происходит дополнение числа электронов окислителя на внешней оболочке до восьми, при этом горючее отдает все свои внешние электроны. Число электронов, отдаваемых или приобретаемых элементом при химической реакции, определяет его валентность. Таким образом, валентность горючих элементов в продуктах полного сгорания равна числу их электронов n , а валентность окислительных элементов равна $8 - n$, где n — число электронов на внешней электронной оболочке.

Для ряда элементов число электронов приведено в табл. 3.1.

Пользуясь указанными определениями, нетрудно найти продукты полного окисления для различных комбинаций из окислительных и горючих элементов. Наиболее важные из них даны в табл. 3.2.

Число электронов на внешней оболочке некоторых элементов

Элемент	H	Li	Mg	Ca	B	Al	C	Si	O	F	Cl
Число электронов n	1	1	2	2	3	3	4	4	6	7	7

Таблица 3.2

Продукты полного окисления

Горючий элемент / Окислительный элемент	H	Li	Mg	Ca	B	Al	C
O	H ₂ O	Li ₂ O	MgO	CaO	B ₂ O ₃	Al ₂ O ₃	CO ₂
F	HF	LiF	MgF ₂	CaF ₂	BF ₃	AlF ₃	CF ₄

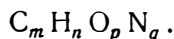
При недостатке окислительного элемента могут образовываться продукты неполного окисления. Так, при недостатке кислорода, помимо CO₂, образуется CO. В ряде случаев при недостатке окислителя часть горючего окисляется в продукт полного окисления, а остальная часть присутствует в неокисленном виде. Так, при недостатке кислорода водород частично образует H₂O и частично остается в форме H₂; литий со фтором LiF и Li и т. д.

Реакции окисления горючих элементов являются экзотермическими, т. е. сопровождаются выделением тепла, количество которого зависит от условия опыта. Образование продуктов неполного окисления всегда сопровождается меньшим тепловыделением.

Рабочие тела, применяемые в настоящее время, состоят, главным образом, из H, C, N и O. Поэтому в дальнейших термохимических расчетах основное внимание будет уделено указанному классу веществ. Продуктами полного окисления в этом случае будут H₂O и CO₂. Азот окисляется кислородом лишь при высоких температурах, причем реакция его окисления эндотермическая, т. е. сопровождается поглощением тепла. В обычных условиях азот в реакцию не вступает и в продуктах полного сгорания присутствует в молекулярном состоянии N₂.

§ 3.2. ЭЛЕМЕНТАРНЫЙ СОСТАВ

Состав вещества в весовых долях (или процентах) отдельных элементов называется элементарным составом. Если ограничиться пока элементами H, C, N и O, то в общем случае химическая формула окислителя или горючего имеет вид:



Снабдим индексом (γ) весовые доли соответствующих элементов в горючем, а индексом (ок) — в окислителе, тогда элементарный состав горючего будет:

$$C_{\gamma} = \frac{12m}{\mu_{\gamma}}; \quad H_{\gamma} = \frac{n}{\mu_{\gamma}}; \quad N_{\gamma} = \frac{14q}{\mu_{\gamma}}; \quad O_{\gamma} = \frac{16p}{\mu_{\gamma}}. \quad (3.1)$$

Здесь μ_{γ} — молекулярный вес горючего, равный

$$\mu_{\gamma} = 12m + n + 14q + 16p.$$

Аналогичным образом определяется элементарный состав окислителя.

Если окислитель или горючее представляют собой смесь двух веществ A и B и a — весовая доля вещества A в смеси, то элементарный состав этой смеси определится следующим образом:

$$\begin{aligned} C &= aC_A + (1 - a)C_B; \\ H &= aH_A + (1 - a)H_B; \\ N &= aN_A + (1 - a)N_B; \\ O &= aO_A + (1 - a)O_B; \end{aligned} \quad (3.2)$$

здесь индексы (A) и (B) указывают элементарный состав отдельных веществ A и B .

Если известны количество килограммов окислителя x , приходящееся на 1 кг горючего, и элементарный состав обоих компонентов, то элементарный состав рабочего тела, как нетрудно видеть, определяется следующими уравнениями:

$$\begin{aligned} C &= \frac{C_{\gamma} + xC_{\text{ок}}}{1 + x}; & H &= \frac{H_{\gamma} + xH_{\text{ок}}}{1 + x}; \\ N &= \frac{N_{\gamma} + xN_{\text{ок}}}{1 + x}; & O &= \frac{O_{\gamma} + xO_{\text{ок}}}{1 + x}. \end{aligned} \quad (3.3)$$

§ 3.3. ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ДЕЙСТВИТЕЛЬНОЕ СООТНОШЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ

Теоретическим соотношением компонентов x_0 (теоретически необходимым количеством окислителя) называется то минимальное количество килограммов окислителя, которое теоретически необходимо для полного окисления 1 кг горючего.

Для горючих и окислителей, состоящих из элементов H , C , N , O , теоретическое соотношение компонентов может быть получено следующим образом.

Для полного окисления 1 кг углерода в углекислый газ (С_О)₂ необходимо 8/3 кг кислорода.

Для окисления 1 кг водорода в Н₂О необходимо 8 кг кислорода.

Следовательно, если известен элементарный состав горючего: С_г, Н_г, N_г и O_г, то количество килограммов кислорода, необходимое для полного окисления 1 кг горючего, равно:

$$O_{\text{необ}} = \frac{8}{3} C_{\text{г}} + 8H_{\text{г}} - O_{\text{г}}$$

Аналогичным образом, определяя количество свободного кислорода в окислителе, т. е. количество, которое может быть использовано для окисления горючего, получим

$$O_{\text{своб}} = O_{\text{ок}} - \frac{8}{3} C_{\text{ок}} - 8H_{\text{ок}}$$

Тогда, учитывая, что

$$x_0 = \frac{O_{\text{необ}}}{O_{\text{своб}}}$$

найдем окончательное выражение для x_0 :

$$x_0 = \frac{\frac{8}{3} C_{\text{г}} + 8H_{\text{г}} - O_{\text{г}}}{O_{\text{ок}} - \frac{8}{3} C_{\text{ок}} - 8H_{\text{ок}}} \quad (3.4)$$

Мольное теоретическое соотношение компонентов x_0' — количество молей окислителя, необходимое для полного окисления одного моля горючего — определяется следующим образом:

$$x_0' = x_0 \frac{\mu_{\text{г}}}{\mu_{\text{ок}}} \quad (3.5)$$

Значение x_0 и x_0' для некоторых горючих смесей дано в табл. 3.3.

Таким же образом могут быть получены x_0 и x_0' для горючих и окислителей, состоящих из иных элементов. Универсальная формула для x_0 , годная для горючих и окислителей, состоящих из любых элементов, может быть получена следующим путем. Обозначим через $i_{\text{г}}^{\text{г}}$ и $i_{\text{г}}^{\text{ок}}$ суммы валентностей горючих и окислительных элементов в горючем, а через $i_{\text{ок}}^{\text{г}}$ и $i_{\text{ок}}^{\text{ок}}$ — соответствующие величины для окислителя (имеются в виду те валентности элементов, которые они имеют в продуктах полного окисления); тогда

$$x_0' = \frac{i_{\text{г}}^{\text{г}} - i_{\text{г}}^{\text{ок}}}{i_{\text{ок}}^{\text{ок}} - i_{\text{ок}}^{\text{г}}} = \frac{i_{\text{г}}}{i_{\text{ок}}}$$

где

$$i_{\text{г}} = i_{\text{г}}^{\text{г}} - i_{\text{г}}^{\text{ок}} \quad \text{и} \quad i_{\text{ок}} = i_{\text{ок}}^{\text{ок}} - i_{\text{ок}}^{\text{г}}$$

Теоретическое соотношение компонентов

Окислитель	Горючее	x_0	x_0'	Окислитель	Горючее	x_0	x_0'
HNO ₃	керосин	5,34	—	O ₂	N ₂ H ₄	1,0	1,0
96% HNO ₃	керосин	5,57	—	O ₂	B ₅ H ₉	3,04	6
HNO ₃	тонка	4,67	—	F ₂	керосин	8,05	—
HNO ₃	N ₂ H ₄	1,97	0,8	F ₂	NH ₃	3,36	1,5
HNO ₃	B ₅ H ₉	4,8	4,8	F ₂	N ₂ H ₄	2,37	2
N ₂ O ₄	керосин	4,88	—	F ₂	B ₅ H ₉	7,24	12
N ₂ O ₄	тонка	4,26	—	OF ₂	керосин	5,75	—
N ₂ O ₄	N ₂ H ₄	1,44	0,5	OF ₂	N ₂ H ₄	1,68	1
C(NO ₂) ₄	керосин	6,92	—	OF ₂	N ₂ H ₂ (CH ₃) ₂	3,6	4
O ₂	75% C ₂ H ₅ OH	1,56	—	OF ₂	B ₅ H ₉	5,13	6
O ₂	C ₂ H ₅ OH	2,072	3	ClF ₃	N ₂ H ₄	2,88	1
O ₂	керосин	3,39	—	ClF ₃	B ₅ H ₉	8,76	6

на основании формулы (3.5)

$$x_0 = \frac{\bar{i}_r}{i_{ок}} \cdot \frac{\mu_{ок}}{\mu_r} \quad (3.4')$$

Из формулы (3.4') формула (3.4) может быть получена, как частный случай. Действительно, если химические формулы горючего и окислителя заданы следующим образом:



то

$$\bar{i}_r = 4m_r + n_r - 2p_r;$$

$$\bar{i}_{ок} = 2p_{ок} - 4m_{ок} - n_{ок};$$

отсюда

$$x_0 = \frac{4m_r + n_r - 2p_r}{\frac{\mu_r}{2p_{ок} - 4m_{ок} - n_{ок}}} \quad (3.4'')$$

Учитывая, что

$$\frac{4}{\mu_r} m_r = \frac{1}{3} C; \quad \frac{n_r}{\mu_r} = H \text{ и } \frac{2p_r}{\mu_r} = \frac{1}{8} O,$$

и умножив числитель и знаменатель (3.4'') на 8, в итоге получим:

$$x_0 = \frac{\frac{8}{3} C_r + 8H_r - O_r}{O_{ок} - \frac{8}{3} C_{ок} - 8H_{ок}}.$$

В качестве примера определим x_0 для ClF_3 и B_5H_9 .
Здесь

$$i_r = 3 \cdot 5 + 9 = 24,$$

$$i_{ок} = 4,$$

поэтому

$$x_0 = \frac{24}{4} \cdot \frac{92,48}{63,17} = 8,76.$$

В действительных условиях работы двигателя весовое соотношение окислителя и горючего, расходуемых в двигателе, отличается от x_0 . Отношение действительного соотношения компонентов x к теоретическому x_0 , называется коэффициентом избытка окислителя α :

$$\alpha = \frac{x}{x_0}, \quad (3.6)$$

обычно $\alpha < 1$. Конкретное значение коэффициента избытка окислителя, с которым работает двигатель, определяется условиями смесеобразования и охлаждения двигателя, а также родом окислителя и горючего.

§ 3.4. СОСТАВ ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ

Состав продуктов сгорания конкретного рабочего тела зависит от температуры и давления.

Влияние температуры сказывается в диссоциации продуктов сгорания. Диссоциация представляет собой процесс расщепления молекул на атомы и радикалы, вызванный колебательными движениями атомов в молекулах. Поскольку на расщепление молекул затрачивается определенная энергия, то диссоциация продуктов сгорания протекает с поглощением тепла, приводит к уменьшению температуры продуктов сгорания и, как показано выше, понижает термический к. п. д. и скорость истечения газов из сопла.

Диссоциация практически ощутима, начиная с температур порядка 2000° абс . Рост температуры, сопровождающийся усилением колебательных движений атомов, повышает степень диссоциации продуктов сгорания, т. е. приводит к увеличению доли распавшихся молекул.

При очень высоких температурах ($> 5000^\circ \text{ абс}$) может происходить также и ионизация газов, т. е. отрыв электронов от атомов; в этом случае в продуктах сгорания присутствуют, кроме нейтральных атомов и молекул, также ионы и электронный газ.

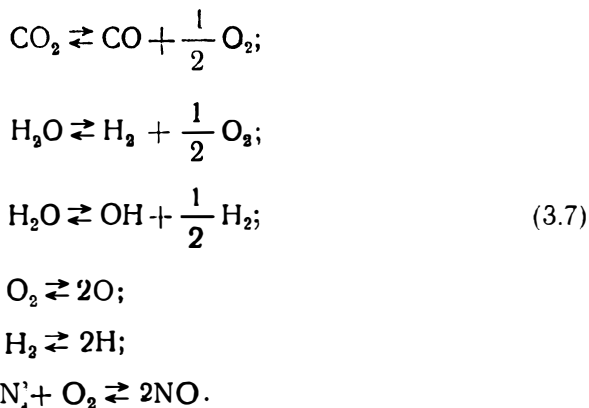
Диссоциация приводит к увеличению числа молей, а следовательно, и объема продуктов сгорания, поэтому рост давления, препятствующий росту объема, понижает степень диссоциации продуктов сгорания и приводит к повышению температуры сгорания. При тех значениях давления, которые встречаются в ЖРД, влияние давления на диссоциацию невелико.

Состав продуктов сгорания при низких температурах. В общем случае в состав продуктов сгорания веществ, состоящих из элементов H, C, N и O, при отсутствии диссоциации, входят следующие газы: CO₂, H₂O, N₂, H₂, CO, O₂. Конкретный состав зависит от коэффициента избытка окислителя. При $\alpha = 1$ в состав продуктов сгорания входят H₂O, CO₂ и N₂; при $\alpha > 1$ входят H₂O, CO₂, N₂ и O₂; при $\alpha < 1$ входят H₂O, CO₂, N₂, H₂, CO.

Состав продуктов сгорания при высоких температурах. При высоких температурах (более 2000° абс), которые обычно имеют место в камерах сгорания ЖРД, помимо указанных газов, образуются также продукты диссоциации.

Как показывают расчеты и опыт, до температур порядка 4000° абс в продукты сгорания входят дополнительно еще и следующие газы: O, H, NO, OH.

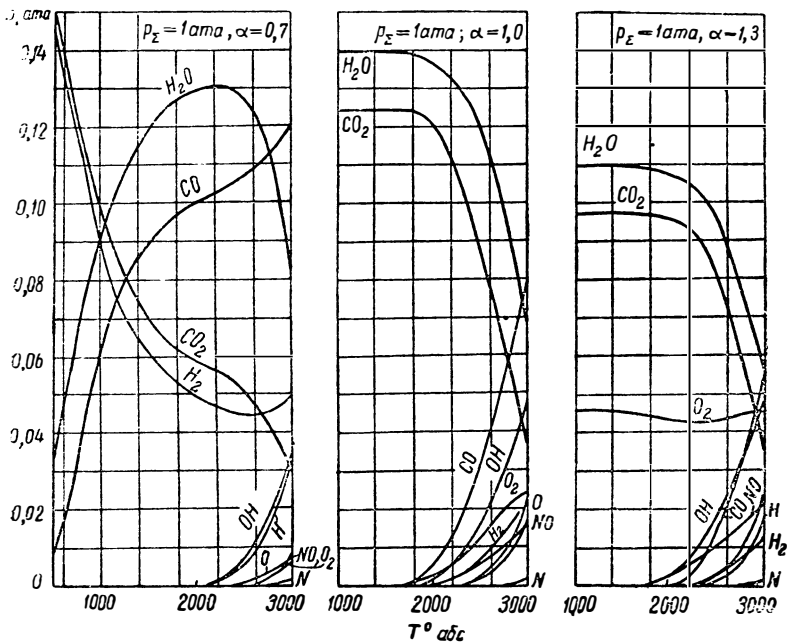
Появление продуктов диссоциации является результатом следующих реакций:



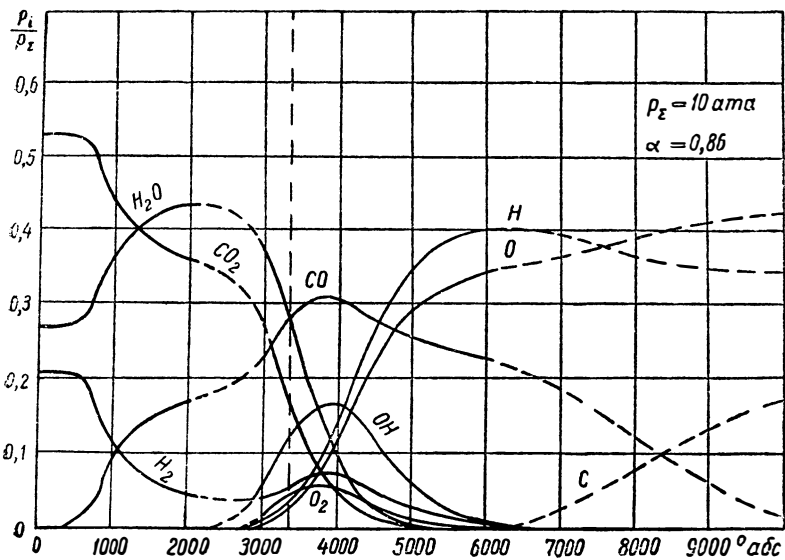
Хотя последняя реакция не является в полном смысле диссоциацией, но она сопровождается поглощением тепла. При температурах выше 4000° абс необходим учет также реакции диссоциации азота $\text{N}_2 \rightleftharpoons 2\text{N}$.

Из реакций (3.7) следует, что при высоких температурах продукты неполного окисления CO, свободный водород H₂ и кислород O₂ могут быть как при $\alpha < 1$, так и при $\alpha > 1$. Относительное содержание отдельных газов зависит от коэффициента избытка окислителя и изменяется с температурой (фиг. 3.1).

Изменение состава продуктов сгорания для более высоких значений температуры представлено на фиг. 3.2.



Фиг. 3.1. Зависимость состава продуктов сгорания от температуры при горении октана в воздухе.



Фиг. 3.2. Зависимость состава продуктов сгорания углеводорода в кислороде.

Состав газообразных продуктов сгорания может быть выражен в молях n_i отдельных газов на килограмм продуктов сгорания (моль/кг), в весовых долях g_i (кг/кг) или в парциальных давлениях p_i (ата).

Найдем связь между p_i и n_i . Для этого напишем уравнение состояния для i -го газа:

$$p_i V = 848 n_i T$$

и для смеси газов

$$p_{\text{см}} V = 848 n_{\text{см}} T.$$

Из этих уравнений следует, что

$$p_i = p_{\text{см}} \frac{n_i}{n_{\text{см}}}; \quad (3.8)$$

здесь

$$p_{\text{см}} = \sum p_i \quad \text{и} \quad n_{\text{см}} = \sum n_i.$$

Учитывая, что $n_i = \frac{g_i}{\mu_i}$, где μ_i — молекулярный вес i -го газа, найдем связь между p_i и g_i :

$$p_i = p_{\text{см}} g_i \frac{\mu_{\text{см}}}{\mu_i}, \quad (3.9)$$

где $\mu_{\text{см}}$ — кажущийся молекулярный вес смеси.

Кажущийся молекулярный вес смеси равен весу смеси, деленному на общее число молей:

$$\mu_{\text{см}} = \frac{G_{\text{см}}}{\sum_1^n n_i};$$

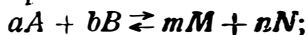
если числа молей отнесены к единице веса смеси газов, то

$$\mu_{\text{см}} = \frac{1}{\sum_1^n n_i}; \quad (3.10)$$

если состав смеси газов задан парциальными давлениями, то

$$\mu_{\text{см}} = \frac{\sum_1^n p_i \mu_i}{\sum_1^n p_i} = \frac{\sum_1^n p_i \mu_i}{p_{\text{см}}}. \quad (3.11)$$

Реакции диссоциации являются реакциями обратимыми, т. е. протекают в обоих направлениях:



здесь A и B — исходные вещества в количествах a и b ;

M и N — конечные продукты в количествах m и n .

Момент установления химического равновесия определяется равенством скоростей прямой и обратной реакций. В этом случае количество отдельных газов в реагирующей смеси находится в строго определенном соотношении, вытекающем из уравнения химического равновесия, которое является выражением закона действующих масс.

Для вышенаписанной реакции уравнение химического равновесия, как известно из термодинамики, имеет вид:

$$K_p = \frac{p_M^m p_N^n}{p_A^a p_B^b}, \quad (3.12)$$

где K_p — константа химического равновесия;

p — соответствующие парциальные давления веществ A , B , M , N .

Значение констант равновесия для различных химических реакций приведены в приложении. Для идеальных газов K_p зависит только от температуры.

В сложной смеси газов одновременно могут протекать несколько химических реакций. Каждая химическая реакция описывается своим уравнением химического равновесия. Однако, поскольку отдельные газы могут участвовать одновременно в нескольких реакциях, то количество того или иного газа определится совокупностью уравнений химического равновесия, описывающих те реакции, в которых участвует данное соединение. Количество независимых уравнений, описывающих химическое равновесие сложной смеси газов, равно*

$$Z = X - Y, \quad (3.13)$$

где X — число газов;

Y — число химических элементов, из которых составлены эти газы.

Например, если в состав продуктов сгорания входят газы H_2O , CO_2 , CO , H_2 , N_2 , O_2 , NO , OH , O , H , то $X = 10$, $Y = 4$, $Z = 6$.

Для смеси, состоящей только из CO_2 , H_2O , N_2 и O_2 , число уравнений равновесия $Z = 0$.

§ 3.5. РАСЧЕТ СОСТАВА ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ПРИ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Пусть исходные вещества имеют формулу вида $C_m H_n O_p N_q$.

При $\alpha = 1$ будем считать, что в продуктах сгорания присутствуют газы CO_2 , H_2O и N_2 . Содержание их, при известном эле-

* Это вытекает из положений химической термодинамики и иллюстрируется в дальнейшем на некоторых общих примерах.

ментарном составе исходного рабочего тела (3.3), найдется из уравнений материального баланса, выражающих равенство содержания отдельных элементов С, Н и N в исходных веществах и конечных продуктах сгорания:

$$n_{\text{CO}_2} = \frac{\text{C}}{12}; \quad n_{\text{H}_2\text{O}} = \frac{\text{H}}{2}; \quad n_{\text{N}_2} = \frac{\text{N}}{28} \quad (3.14)$$

или в весовых долях

$$g_{\text{CO}_2} = \frac{11}{3} \text{C}; \quad g_{\text{H}_2\text{O}} = 9\text{H}; \quad g_{\text{N}_2} = \text{N}.$$

При $\alpha > 1$ продукты сгорания состоят из CO_2 , H_2O , N_2 , O_2 . Количество CO_2 , H_2O и N_2 в этом случае найдутся по уравнениям (3.14).

Количество свободного кислорода найдется из уравнения баланса кислорода

$$\text{O} = 16(2n_{\text{CO}_2} + 2n_{\text{O}_2} + n_{\text{H}_2\text{O}}),$$

откуда

$$n_{\text{O}_2} = \frac{\text{O}}{32} - \frac{\text{C}}{12} - \frac{\text{H}}{4}. \quad (3.15)$$

При $\alpha < 1$ в продуктах сгорания присутствуют пять газов: CO_2 , H_2O , N_2 , H_2 и CO .

Для определения их количества необходимо иметь пять уравнений. Первые четыре уравнения — уравнения материального баланса, которые в этом случае напишутся в следующем виде:

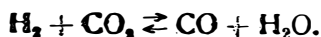
$$\text{C} = 12(n_{\text{CO}_2} + n_{\text{CO}});$$

$$\text{H} = 2(n_{\text{H}_2} + n_{\text{H}_2\text{O}});$$

$$\text{N} = 28n_{\text{N}_2};$$

$$\text{O} = 16(2n_{\text{CO}_2} + n_{\text{CO}} + n_{\text{H}_2\text{O}}).$$

Пятым уравнением является уравнение химического равновесия. Согласно (3.13), рассматриваемая смесь газов описывается одним уравнением химического равновесия, так как здесь $Z = 1$. Нетрудно видеть, что в смеси газов, состоящей лишь из CO_2 , CO , H_2O , H_2 и N_2 , может иметь место лишь реакция, в которой одновременно участвуют H_2O , H_2 , CO_2 и CO . Как показывает опыт, такой реакцией является так называемая реакция водяного газа:



С ростом температуры реакция водяного газа сдвигается в сторону образования H_2O и CO . Реакция водяного газа описывается следующим уравнением химического равновесия:

$$K_p = \frac{P_{\text{CO}} P_{\text{H}_2\text{O}}}{P_{\text{CO}_2} P_{\text{H}_2}}.$$

Заменяя в последнем уравнении p_i на n_i , получим

$$K_p = \frac{n_{\text{CO}} n_{\text{H}_2\text{O}}}{n_{\text{CO}_2} n_{\text{H}_2}}$$

Совместное решение уравнений материального баланса с уравнением равновесия водяного газа приводит к следующим уравнениям:

$$n_{\text{CO}_2} = \frac{-(A + B + D K_p) + \sqrt{(A + B + D \cdot K_p)^2 + 4AB(K_p - 1)}}{2(K_p - 1)}$$

$$n_{\text{CO}} = A - n_{\text{CO}_2};$$

$$n_{\text{H}_2\text{O}} = B - n_{\text{CO}_2}; \quad (3.16)$$

$$n_{\text{H}_2} = D + n_{\text{CO}_2};$$

$$n_{\text{N}_2} = \frac{N}{28}$$

В уравнениях (3.16) приняты следующие обозначения:

$$A = \frac{C}{12}; \quad B = \frac{O}{16} - \frac{C}{12}; \quad D = \frac{H}{2} - \frac{O}{16} + \frac{C}{12}$$

В качестве примера определим состав продуктов сгорания рабочего тела, в котором окислитель — азотная кислота, а горючее — этиловый спирт. Для определенности будем считать $\alpha = 0,8$, $T = 1500^\circ \text{ абс}$, $p_{\text{см}} = 40 \text{ ата}$

Элементарный состав компонентов будет:

$$C_r = \frac{24}{46} = 0,522; \quad O_r = 0,348; \quad H_r = 0,13;$$

$$H_0 = 0,0159; \quad O_0 = 0,762; \quad N_0 = 0,222.$$

Теоретическое и действительное соотношения компонентов:

$$x_0 = \frac{\frac{8}{3} \cdot 0,522 + 8 \cdot 0,13 - 0,348}{0,762 - 8 \cdot 0,0159} = 3,29;$$

$$x = 0,8 \cdot 3,29 = 2,63,$$

Элементарный состав горючей смеси:

$$O = 0,648; \quad C = 0,144;$$

$$H = 0,047; \quad N = 0,161.$$

По известному элементарному составу горючей смеси определяются постоянные A , B и D :

$$A = 0,012; \quad B = 0,0285; \quad D = -0,0048$$

Состав продуктов сгорания по формулам (3.16):

$$n_{\text{CO}_2} = 0,00763 \text{ моль/кг}; \quad n_{\text{H}_2} = 0,00283 \text{ моль/кг};$$

$$n_{\text{C}_2} = 0,09437 \text{ моль/кг}; \quad n_{\text{N}_2} = 0,00573 \text{ моль/кг};$$

$$n_{\text{H}_2\text{O}} = 0,02087 \text{ моль/кг};$$

Парциальные давления отдельных газов можно определить с помощью формулы (3.8):

$$p_{\text{CO}_2} = 7,36 \text{ ата}; \quad p_{\text{H}_2} = 2,73 \text{ ата};$$

$$p_{\text{CO}} = 4,22 \text{ ата}; \quad p_{\text{N}_2} = 5,52 \text{ ата};$$

$$p_{\text{H}_2\text{O}} = 20,17 \text{ ата};$$

§ 3.6. РАСЧЕТ СОСТАВА ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ПРИ НАЛИЧИИ ДИССОЦИАЦИИ

При высоких температурах расчет состава продуктов сгорания сложнее вследствие необходимости учета диссоциации.

В общем случае в диссоциированной смеси газов, составленных из элементов Н, С, N и О, присутствуют десять газов *: CO_2 , H_2O , N_2 , H_2 , O_2 , CO , NO , OH , O и H .

Десять уравнений, необходимых для определения их количеств, составляются из четырех уравнений материального баланса и шести уравнений химического равновесия. Шесть уравнений химического равновесия описывают реакции диссоциации (3.7):

$$K_{p_1} = \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{O}_2}^{1/2}}{p_{\text{CO}_2}}, \quad (3.17)$$

$$K_{p_2} = \frac{p_{\text{O}_2}^{1/2} p_{\text{H}_2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}; \quad (3.18)$$

$$K_{p_3} = \frac{p_{\text{OH}} p_{\text{H}_2}^{1/2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}; \quad (3.19)$$

$$K_{p_4} = \frac{p_{\text{H}}^2}{p_{\text{H}}}; \quad (3.20)$$

$$K_{p_5} = \frac{p_{\text{O}}^2}{p_{\text{O}_2}}; \quad (3.21)$$

$$K_{p_6} = \frac{p_{\text{NO}}}{p_{\text{N}_2}^{1/2} p_{\text{O}_2}^{1/2}}, \quad (3.22)$$

* Рассматриваются температуры до 4000° абс.

Четыре уравнения материального баланса суть:

$$O = 16(2n_{O_2} + 2n_{CO_2} + n_{H_2O} + n_{CO} + n_{OH} + n_O + n_{NO});$$

$$C = 12(n_{CO_2} + n_{CO});$$

$$H = 2n_{H_2} + 2n_{H_2O} + n_H + n_{OH};$$

$$N = 14(2n_{N_2} + n_{NO}).$$

Для расчетов удобнее перейти к относительным величинам, заменив в уравнениях материального баланса моли парциальными давлениями. В этом случае, вместо четырех вышеприведенных уравнений материального баланса, получаются следующие три уравнения:

$$\frac{O}{C} = \frac{16(2p_{CO_2} + p_{CO} + p_{H_2O} + p_O + 2p_{O_2} + p_{NO} + p_{OH})}{12(p_{CO_2} + p_{CO})}; \quad (3.23)$$

$$\frac{H}{C} = \frac{2p_{H_2O} + 2p_{H_2} + p_{OH} + p_H}{12(p_{CO_2} + p_{CO})}; \quad (3.24)$$

$$\frac{N}{C} = \frac{14(2p_{N_2} + p_{NO})}{12(p_{CO_2} + p_{CO})}. \quad (3.25)$$

При переходе к относительным величинам для решения задачи нужно еще одно уравнение, в качестве которого можно использовать закон Дальтона, согласно которому сумма парциальных давлений отдельных газов равна общему давлению смеси:

$$p_{см} = \sum p_i = p_{H_2O} + p_{CO_2} + p_{N_2} + p_{H_2} + p_{CO} + p_{O_2} + p_{OH} + p_{NO} + p_O + p_H. \quad (3.26)$$

Итак, для определения десяти неизвестных парциальных давлений имеются десять уравнений (3.17) — (3.26), с помощью которых может быть найден состав продуктов сгорания при известных элементарном составе исходных веществ, давлении и температуре продуктов сгорания.

Если в горючей смеси отсутствует какой-либо элемент, то часть неизвестных выпадает. Например, если в исходных веществах отсутствует азот, то в продуктах сгорания в общем случае будет восемь газов: H_2O , CO_2 , CO , H_2 , O_2 , OH , O и H . Соответственно уменьшается и число уравнений.

При относительно невысоких температурах число продуктов диссоциации уменьшается. Так, при $T < 2500^\circ \text{abc}$ практически отсутствуют атомарные газы O и H , а при $\alpha < 1$ также молекулярный кислород O_2 . В этом случае число неизвестных также уменьшается, что упрощает расчет.

При $T < 2000^\circ \text{abc}$, как указывалось выше, продукты диссоциации практически отсутствуют и расчет состава производится одним из методов, приведенных в § 3.5.

Определение состава продуктов сгорания для горючих смесей, включающих помимо H, C, N и O также и другие элементы, производится аналогичным образом. Исходная система уравнений включает в себя $X - Y = Z$ уравнений химического равновесия, $Y - 1$ уравнений материального баланса, написанных в относительном виде, и одно уравнение закона Дальтона, т. е. всегда имеется одинаковое число уравнений и неизвестных.

Для правильного составления уравнений необходимо знать, какие вещества и в каком состоянии возможны в продуктах сгорания. С этой целью в табл. 3.4 дан качественный состав продуктов сгорания для исходных веществ, состоящих из различных элементов.

Таблица 3.4

Газы, входящие в состав продуктов сгорания исходных веществ, составленных из различных элементов

Элементы, входящие в состав исходных веществ	Газы, входящие в состав продуктов сгорания
H, C, O и N	$H_2O; CO_2; N_2; CO; O_2; H_2; H; OH; NO; N.$
H, B, O и F	$B_2O_3; BF_3; H_2O; HF; H_2; O_2; F_2; B_2; OH; BO; BF; H; O; F; B$
H, O, F и N	$H_2O; HF; H_2; O_2; F_2; N_2; OH; NO; H; O; F; N.$
Li, F	$LiF; Li; F_2; F.$
Al, O	$Al_2O_3; AlO; O_2; O.$

Для иллюстрации составим систему уравнений для рабочего тела, в котором горючее H_2 , а окислитель F_2 .

В продуктах сгорания в этом случае содержатся газы: HF, F_2 , H_2 , F, H; следовательно, здесь $X = 5$ и $Y = 2$. Состав продуктов сгорания описывается тремя уравнениями химического равновесия:

$$K_p' = \frac{p_H p_F}{p_{HF}}; \quad K_p'' = \frac{p_H^2}{p_{H_2}}; \quad K_p''' = \frac{p_F^2}{p_{F_2}}$$

одним уравнением относительного материального баланса

$$\frac{H}{F} = \frac{1}{19} \frac{p_{HF} + 2p_H + p_H}{p_{HF} + 2p_{F_2} + p_F}$$

и уравнением закона Дальтона

$$p_{см} = p_{HF} + p_{H_2} + p_{F_2} + p_H + p_F.$$

Как показывают расчеты, при температурах свыше 4000° абсолютное содержание F_2 в продуктах сгорания пренебрежимо мало.

Если в продуктах сгорания одно и то же соединение присутствует как в газообразном, так и в конденсированном виде (гетерогенная система), то для определения состава продуктов сгорания необходимо еще одно уравнение, так как появляется дополнительное неизвестное — доля вещества в конденсированном виде. Таким уравнением является уравнение зависимости давления насыщенного пара данного соединения от температуры:

$$p_s = f(T).$$

§ 3.7. МЕТОДЫ РАСЧЕТА СОСТАВА ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

Нахождение состава продуктов сгорания из системы уравнений (3.17 — 3.26) производится обычно методом последовательных приближений. Сначала приравнивают нулю парциальные давления тех газов, которые при данных условиях должны быть в минимальном количестве, и в первом приближении определяют парциальные давления остальных газов. Полученные значения парциальных давлений подставляют в исходные уравнения и находят значение парциальных давлений, принятых в первом приближении равными нулю. Далее, на основании этих парциальных давлений получают во втором приближении парциальные давления остальных газов. Эти операции повторяют до тех пор, пока не будет достигнуто с необходимой точностью совпадение двух последовательно определенных систем корней.

При не очень высоких температурах для исходных веществ, состоящих из элементов H, C, N и O, в первом приближении следует принимать равными нулю давления p_O , p_H , p_{OH} , p_{NO} и p_{O_2} (если $\alpha < 1$) и p_O , p_H , p_{OH} , p_{NO} и p_{H_2} (если $\alpha > 1$).

При более высоких температурах (свыше 3000 — 3200° абс) содержание гидроксила OH становится весьма значительным и приравнивание его парциального давления нулю в первом приближении делает последовательность вычислений расходящейся. Здесь целесообразно приравнивать нулю давления p_O , p_H , p_{NO} , p_{O_2} и p_{H_2} . Вычисления в этом случае оказываются более сложными, так как система уравнений сводится к кубическому уравнению.

Если в продуктах сгорания отсутствует азот, то при высоких температурах может оказаться удобной следующая последовательность вычислений. Задаются произвольной величиной парциального давления одного газа (удобно задаваться величиной p_{O_2}); по нему определяют парциальные давления остальных газов. Подставляя полученные значения парциальных давлений отдельных газов в уравнение закона Дальтона, находят то суммарное давление, которому соответствует полученный состав продуктов сгорания. Если эта величина $p_{см}$ не соответствует заданной, то расчеты повторяют вновь, выбрав новое значение парциального давления принятого газа.

Рассмотрим методику расчета состава продуктов сгорания, пригодную до температур 3000 — 3200° абс и $\alpha < 1$. При больших значениях T и α метод дает расходящуюся систему корней.

Примем следующие обозначения:

$$a_1 = 0,5p_{NO}; \quad a_2 = 0,5(p_{OH} + p_H);$$

$$a_3 = 2p_{O_2} + p_{OH} + p_O + p_{NO}; \quad a_4 = p_{O_2} + p_{OH} + p_H + p_O + p_{NO}.$$

Из (3.25)

$$p_{N_2} = E(p_{CO_2} + p_{CO}) - a_1, \quad (3.27)$$

где
$$E = \frac{3}{7} \frac{N}{C}.$$

Из уравнения (3.24)

$$p_{H_2O} + p_{H_2} = 6 \frac{H}{C} (p_{CO_2} + p_{CO}) - a_2. \quad (3.28)$$

Подставляя значения p_{N_2} и $p_{H_2O} + p_{H_2}$ в уравнение (3.26) и преобразуя его, получим:

$$(p_{CO_2} + p_{CO}) \left(6 \frac{H}{C} + E + 1 \right) = p_{cm} + a_1 + a_2 - a_4,$$

откуда

$$p_{CO} = \frac{A}{B} - p_{CO_2}. \quad (3.29)$$

Здесь

$$A = p_{cm} + a_1 + a_2 - a_4; \quad B = 6 \frac{H}{C} + E + 1.$$

Уравнение (3.23) решим относительно p_{H_2O}

$$p_{H_2O} = \left(\frac{3}{4} \frac{O}{C} - 1 \right) (p_{CO_2} + p_{CO}) - p_{CO_2} - a_3.$$

Подставляя значение $p_{CO_2} + p_{CO}$ из (3.29), найдем

$$p_{H_2O} = \left(\frac{3}{4} \frac{O}{C} - 1 \right) \frac{A}{B} - a_3 - p_{CO_2};$$

приняв далее

$$D' = \left(\frac{3}{4} \frac{O}{C} - 1 \right) \frac{1}{B} \quad \text{и} \quad D = D' A - a_3,$$

получим

$$p_{H_2O} = D - p_{CO_2}. \quad (3.30)$$

Подставив значения p_{CO} и $p_{\text{H}_2\text{O}}$ из уравнений (3.29) и (3.30) в уравнение (3.28), найдем p_{H_2} :

$$p_{\text{H}_2} = \frac{A}{B} \left(6 \frac{\text{H}}{\text{C}} - \frac{3}{4} \frac{\text{O}}{\text{C}} + 1 \right) - a_2 + a_3 + p_{\text{CO}_2}.$$

Обозначим

$$L' = \frac{1}{B} \left(6 \frac{\text{H}}{\text{C}} - \frac{3}{4} \frac{\text{O}}{\text{C}} + 1 \right);$$

$$L = AL' - a_2 + a_3;$$

и тогда

$$p_{\text{H}_2} = L + p_{\text{CO}_2}. \quad (3.31)$$

Подставим в уравнение химического равновесия

$$K_p = \frac{K_{p_1}}{K_{p_2}} = \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{H}_2} p_{\text{CO}_2}}$$

значения p_{CO} , $p_{\text{H}_2\text{O}}$ и p_{H_2} из уравнений (3.29), (3.30) и (3.31):

$$K_p = \frac{\left(\frac{A}{B} - p_{\text{CO}_2} \right) (D - p_{\text{CO}_2})}{p_{\text{CO}_2} (L + p_{\text{CO}_2})}$$

Решая последнее уравнение относительно p_{CO_2} , получим:

$$p_{\text{CO}_2} = \frac{- \left(L K_p + \frac{A}{B} + D \right) + \sqrt{\left(L K_p + \frac{A}{B} + D \right)^2 + 4 \frac{A}{B} D (K_p - 1)}}{2 (K_p - 1)} \quad (3.32)$$

Последовательность расчета следующая. Зная состав и соотношение компонентов рабочего тела, определяют весовые доли элементов и находят величины B , E , D' и L' , которые зависят только от элементарного состава. Считают в первом приближении $p_{\text{O}_2} = p_{\text{O}} = p_{\text{H}_2} = p_{\text{OH}} = p_{\text{NO}} = 0$ и находят для этого случая величины:

$$A = p_{\text{см}}; \quad D = D' p_{\text{см}}; \quad L = L' p_{\text{см}}.$$

По известным величинам A , D , L и K_p из уравнения (3.32) определяют в первом приближении значение p_{CO_2} и затем по уравнениям (3.29), (3.30), (3.31) и (3.27) последовательно находят давления p_{CO} , $p_{\text{H}_2\text{O}}$, p_{H_2} и p_{N_2} . Полученные значения p_{CO_2} , p_{CO} , $p_{\text{H}_2\text{O}}$, p_{H_2} и p_{N_2} подставляют в уравнения (3.17), (3.19), (3.20), (3.21) и (3.22) и последовательно находят во втором приближении значения p_{O} , p_{OH} , p_{H} , p_{O} , p_{NO} .

По найденным величинам p_{O_2} , p_{OH} , p_H , p_O , p_{NO} определяют значения a_1 , a_2 , a_3 и a_4 и во втором приближении A , D и E .

Затем из уравнения (3.32) вновь находят p_{CO_2} и далее во втором приближении из уравнений (3.29), (3.30), (3.31) и (3.27) последовательно находят p_{CO} , p_{H_2O} , p_{H_2} и p_{N_2} . Если необходимо, переходят к третьему сближению.

§ 3.8. ТЕПЛОТВОРНОСТЬ РАБОЧЕГО ТЕЛА

Тепловой эффект реакции представляет собой количество тепла, выделяющееся при химической реакции, проводимой при условии, что температура конечных продуктов реакции доведена до начальной температуры. Согласно первому закону термодинамики, тепловой эффект реакции равен изменению полной (с учетом химической энергии) энтальпии в процессе, т. е. равен разности полных энтальпий конечных продуктов реакции и исходных веществ:

$$- Q_p = I'_{T_0} - I_{T_0}, \quad (3.33)$$

где I'_{T_0} и I_{T_0} — полная энтальпия конечных продуктов реакции и исходных веществ при начальной температуре T_0 .

В двигателе рабочим телом или исходными веществами чаще всего являются смеси топлива и окислителя, а конечными — их продукты сгорания.

В уравнении (3.33) знак минус при Q_p указывает на то, что положительному тепловому эффекту (выделение тепла) соответствует уменьшение энтальпии системы. Тепловой эффект реакции получения какого-либо вещества из простых веществ принято называть теплотой образования данного вещества. При этом простые вещества рассматриваются в таких состояниях и аллотропических модификациях, которые для них при нормальных условиях являются устойчивыми: H_2 — газ, O_2 — газ, F_2 — газ, C — β -графит, Li — твердый, V — твердый, Al — твердый и т. д. Теплота образования вещества при стандартных условиях ($t = 20^\circ C$ и $p = 1 \text{ атм}$) называется стандартной теплотой образования.

В табл. 3.5 приведены теплоты образования некоторых газов: знак минус здесь указывает, что образование данного вещества сопровождается поглощением тепла.

Таблица 3.5

Стандартные теплоты образования некоторых газов

Газ	H	O	N	F	H ₂	O ₂	N ₂	F ₂	OH	NO	CO	HF	H ₂ O	CO ₂	CF ₄
Теплота образования кал/моль	— 52082	— 59147	— 86553	— 18293	0	0	0	0	— 10056	— 21597	26423	64198	57786	94051	231000

Тепловой эффект реакции, как известно, равен разности между теплотами образования конечных и исходных продуктов реакции.

Для предварительной оценки различных горючих смесей пользуются понятием теплотворной способности (теплотворности), которое представляет собой частный случай теплового эффекта реакции, отнесенного к 1 кг полностью сгоревшей горючей смеси при стандартных условиях: при атмосферном давлении и температуре 20—25°C. Такие условия создаются в специальных приборах (калориметрах), в которых производится определение теплотворной способности. Для сжиженных газов, температура кипения которых ниже 20°C, за стандартную температуру должна быть принята их температура кипения.

Во всех двигателях, кроме пороховых и ЖРД, окислителем, как правило, является воздух; в этом случае знание теплотворности топлива вполне достаточно для решения всех технических вопросов. В ЖРД применяются различные горючие и окислители и в разных комбинациях и соотношениях; поскольку, кроме того, окислитель, как и горючее, находится в баках на борту летательного аппарата, возникает практическая необходимость относить теплотворную способность или, в общем случае, тепловой эффект не к 1 кг горючего, а к 1 кг рабочего тела (смеси топлива и окислителя, взятой в нужном соотношении компонентов). Эту рабочую теплотворность мы условились в главе I обозначать через h_u (h_a), где индекс (α) указывает, что количество окислителя может отличаться от теоретически необходимого. При определении теплотворности в калориметре, вследствие относительно низкой температуры (20°C) продуктов сгорания, пары некоторых высококипящих соединений, образовавшихся при сгорании, конденсируются. Поэтому различают высшую h_0 (калориметрическую) и низшую h_u (рабочую) теплотворность; при определении последней предполагается, что все продукты сгорания присутствуют в пароили газообразном состоянии. Высшая теплотворность отличается от рабочей на величину $g\lambda$, где g — весовое количество конденсата, а λ — скрытая теплота парообразования при 20°C.

Если сконденсировавшееся соединение переходит при охлаждении до стандартной температуры в твердое состояние, то в λ входит также теплота плавления.

Для горючих смесей, состоящих из элементов H, C, N и O, соединением, которое конденсируется при калориметрировании, является вода. Для воды $\lambda \approx 600$ кал/кг. Связь между h_0 и h_u определяется соотношением

$$h_u = h_0 - \lambda g_{H_2O}, \quad (3.34)$$

где $g_{H_2O} = 9H$ — количество водяных паров в 1 кг продуктов сгорания рабочего тела, в элементарном составе которого имеется H кг водорода.

В этом случае

$$h_u \approx h_0 - 600 \cdot 9 \cdot H = h_0 - 5400 H.$$

Для ЖРД отсутствуют экспериментальные данные по теплотворности рабочих тел — смесей горючих и окислителей. Однако теплотворность их можно найти расчетным путем, пользуясь формулой (3.34).

$$h_u = Q_{\text{обр}_k} - Q_{\text{обр}_0}; \quad (3.35)$$

здесь $Q_{\text{обр}_k}$ — теплота образования 1 кг продуктов сгорания;

$Q_{\text{обр}_0}$ — теплота образования 1 кг исходного рабочего тела.

Для горючего и окислителя, состоящих из элементов H, C, N и O, продуктами полного сгорания являются CO_2 , H_2O , N_2 ; поэтому для продуктов сгорания

$$Q_{\text{обр}_k} = g_{\text{CO}_2} Q_{\text{обр}_{\text{CO}_2}} + g_{\text{H}_2\text{O}} Q_{\text{обр}_{\text{H}_2\text{O}}}$$

и для исходного рабочего тела

$$Q_{\text{обр}_0} = \frac{Q_{\text{обр}_r} + x_0 Q_{\text{обр}_{\text{ок}}}}{1 + x_0}. \quad (3.36)$$

Если какой-либо компонент горючей смеси представляет собой смесь двух веществ A и B и a — весовая доля вещества A в смеси, то

$$Q_{\text{обр}_{A+B}} = a Q_{\text{обр}_A} + (1 - a) Q_{\text{обр}_B}.$$

Если их растворение сопровождается тепловым эффектом, то при определении теплоты образования смеси должна быть учтена величина теплоты растворения:

$$Q_{\text{обр}_{A+B}} = a Q_{\text{обр}_A} + (1 - a) Q_{\text{обр}_B} + Q_{\text{раст}}.$$

Положительный знак $Q_{\text{раст}}$ будет означать, что растворение происходит с выделением тепла.

Подставляя в формулу (3.35) значения $Q_{\text{обр}_k}$ и $Q_{\text{обр}_0}$, с учетом (3.14) получим при полном сгорании при $\alpha = 1$:

$$h_u = \frac{11}{3} C \cdot Q_{\text{обр}_{\text{CO}_2}} + 9H Q_{\text{обр}_{\text{H}_2\text{O}}} - \frac{Q_{\text{обр}_r} + x_0 Q_{\text{обр}_{\text{ок}}}}{1 + x_0}; \quad (3.37)$$

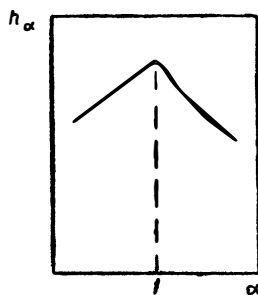
с учетом теплот образования CO_2 и H_2O при $t = 20^\circ\text{C}$ получим

$$h_u = 7837 \cdot C + 28890 \cdot H - \frac{Q_{\text{обр}_r} + x_0 Q_{\text{обр}_{\text{ок}}}}{1 + x_0}. \quad (3.38)$$

При отсутствии диссоциации, с изменением α как в сторону увеличения, так и в сторону уменьшения от $\alpha = 1$, тепловой эффект реакции уменьшается, так как в этом случае уменьшается количество горючей смеси, участвующей в сгорании, и поэтому понижается абсолютное количество выделившегося тепла при одном и том же суммарном количестве горючего и окислителя. Уменьшение тепловыделения при $\alpha < 1$ усиливается также тем, что в этом случае образуются продукты неполного окисления, образование которых сопровождается меньшим тепловым эффектом, чем продуктов полного окисления. Если имеется диссоциация, максимум теплового эффекта достигается при $\alpha < 1$. Согласно изложенному, $h_\alpha < h_u$ (фиг. 3.3).

Значение h_α при любом α может быть подсчитано на основании закона Гесса, для чего при данном α необходимо предварительно найти состав продуктов сгорания при стандартной температуре (20°C).

Для унитарных рабочих тел под теплотворной способностью следует понимать тепловой эффект реакции их разложения, отнесенный к 1 кг и полученный при стандартных условиях ($t = 20^\circ\text{C}$). Условие получения продуктов полного сгорания в этом случае, естественно, отпадает. Для определения теплоты образования продуктов реакции необходимо знание состава продуктов разложения при $t = 20^\circ\text{C}$, который может быть получен методами, изложенными выше. Поскольку понятие коэффициента избытка окислителя в этом случае лишено смысла, необходимо установить наличие или недостаток свободного кислорода в продуктах. Если иметь в виду унитарное рабочее тело, состоящее из элементов H, C, N и O, то для этого можно воспользоваться понятием $O_{\text{своб}}$. При $O_{\text{своб}} > 0$ следует пользоваться методами расчета состава для случая $\alpha > 1$, при $O_{\text{своб}} < 0$, наоборот, случаем $\alpha < 1$.



Фиг. 3.3. Зависимость h_α от коэффициента избытка окислителя.

§ 3.9. ЭНТАЛЬПИЯ ИСХОДНЫХ ВЕЩЕСТВ И ПРОДУКТОВ СГОРАНИЯ

Для расчетов нет необходимости знать абсолютное значение энтальпии, а важно уметь находить ее изменение в определенном интервале значений температур; поэтому пользуются величинами

$i_{T_0}^T$, равными приросту энтальпии в интервале температур от некоторой T_0 , принятой за начальную, до T :

$$i_{T_0}^T = \int_{T_0}^T C_p dT.$$

Изменение энтальпии в интервале температур от T_1 до T_2 найдется при этом следующим образом:

$$i_{T_1}^{T_2} = \int_{T_1}^{T_2} C_p dT = \int_{T_0}^{T_2} C_p dT - \int_{T_0}^{T_1} C_p dT = i_{T_0}^{T_2} - i_{T_0}^{T_1}. \quad (3.39)$$

Значения изменения энтальпии $i_{T_0}^T$ для ряда газов приведены в табл. 3.6, где принято $T_0 = 293^\circ \text{abc}$ (20°C).

Полная энтальпия, помимо физического тепла $i_{T_0}^T$, учитывает также химическую энергию i_x , которая представляет собой изменение энтальпии системы при образовании данного вещества из исходных веществ, химическая энергия которых принята за нуль; таким образом,

$$I_T = i_{T_0}^T + i_{x_{T_0}}.$$

Численная величина полной энтальпии I_T зависит от выбора начала отсчета, т. е. от выбора исходных веществ, химическая энергия которых принята равной нулю, и от выбора значения T_0 .

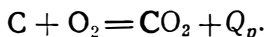
Наиболее распространенной в теории ЖРД является система отсчета, в которой $T_0 = 293,16^\circ \text{abc} \approx 293^\circ \text{abc}$, а за исходные приняты простые вещества. При этом простые вещества рассматриваются в таких состояниях, которые при данных условиях являются для них устойчивыми. В этом случае для простых веществ

$$i_x = 0; \quad I_{293} = 0 \quad \text{и} \quad I_T = i_{T_0}^T.$$

Для любых других веществ нетрудно видеть, что

$$I_{T_0} = i_{x_{T_0}} = -Q_{\text{обр}T_0}. \quad (3.40)$$

Действительно, рассмотрим реакцию



Согласно изложенному, величина i_x для данной реакции равна

$$i_x = I_{\text{CO}_2} - (I_{\text{C}} + I_{\text{O}_2}) = -Q_p.$$

Для $T_0 = 293^\circ \text{abc}$ величины $I_{\text{C}} = 0$ и $I_{\text{O}_2} = 0$, поэтому

$$i_{x_{T_0}} = I_{\text{CO}_2} = -Q_p.$$

Энтальпия i_{293}^T некоторых газов (кал/моль)

T_{abc}^c	H	O	N	F	H ₂	O ₂	N ₂	F ₂	OH	NO	CO	HF	H ₂ O	CO ₂	CF ₄
293	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
500	1028	1064	1028	1109	1440	1480	1447	1629	1464	1485	1452	1441	1702	2029	3494
1000	3512	3577	3512	3689	4976	5461	5165	5888	5035	5347	5219	4968	6281	8028	14384
1500	5996	6072	5996	6214	8707	9740	9215	10280	8838	9533	9320	8690	11544	14805	26485
2000	8480	8561	8480	8719	12690	14183	13455	14710	12890	13870	13597	12664	17346	21940	38973
2500	10964	11051	10966	11217	16884	18766	17798	19156	16124	18289	17969	16819	23496	29274	51628
3000	13448	13547	13462	23710	21242	23480	22205	23610	21490	22759	22395	21112	29869	36742	64369
3500	15830	16058	15984	16201	25736	28310	26654	28070	25954	27267	26862	25511	36387	44308	77158
4000	18416	18591	18557	18690	30350	33235	31535	32532	35500	31807	31357	29995	43003	51952	89980
4500	20900	21151	21207	21178	35075	38234	35642	36996	35114	35973	35916	34554	49687	59660	10284
5000	23389	23741	23957	23665	39900	43289	40170	41462	39788	40605	40415	39194	56424	67426	115679
5500	25868	26361	26823	26148	44820	48386	44717	45929	44517	45581	44971	43922	63208	75246	—
6000	28352	29010	29815	28637	49828	53513	49283	50396	49296	50221	49545	48732	70038	83830	—

По определению для данного случая

$$Q_p = Q_{\text{обр}CO_2},$$

поскольку рассматривается получение CO_2 из простых веществ. Следовательно, при $T_0 = 293^\circ \text{ абс}$

$$I_{CO_2} = -Q_{\text{обр}CO_2};$$

при любой другой температуре

$$I_T = -Q_{\text{обр}CO_2} + i_{T_0}^T, \quad (3.41)$$

где величина $i_{T_0}^T$, конечно, вычисляется для CO_2 .

Рассмотрим пример определения полного теплосодержания I атомарного водорода при $T = 2500^\circ \text{ абс}$. Из таблиц 3.5 и 3.6 находим для атомарного водорода

$$Q_{\text{обр}H} = -52082 \text{ кал/моль}; \quad i_{293}^{2500} = 10964 \text{ кал/моль},$$

откуда

$$I_{2500} = 63046 \text{ кал/моль}.$$

Если известна энтальпия данного вещества в одном агрегатном состоянии, то для определения энтальпии его в другом агрегатном состоянии необходимо учесть скрытую теплоту перехода (плавления или парообразования). Например, энтальпия воды в парообразном состоянии при $T = 300^\circ \text{ абс}$ равна $I_{H_2O_{\text{пар}}} = -57785 \text{ кал/моль}$; ее энтальпия в жидком состоянии при той же температуре

$$I_{H_2O_{\text{жидк}}} = I_{H_2O_{\text{пар}}} - \lambda;$$

так как в данном случае теплота парообразования $\lambda = 10535 \text{ кал/моль}$, то

$$I_{H_2O_{\text{жидк}}} = -57785 - 10535 = -68320 \text{ кал/моль}.$$

Значения I_T для газов, а также для ряда окислителей и горючих приведены в приложении.

В некоторых работах принята другая система отсчета; если в расчетах приходится пользоваться данными по I , взятыми из различных источников, то эти значения следует согласовать, приведя их к единой системе отсчета.

§ 3.10. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ СГОРАНИЯ

В общем случае состав продуктов сгорания по сечению камеры неодинаков, следовательно, неодинакова и температура их. Расчет сводится к определению некоторой средней температуры для продуктов сгорания, состав которых определяется составом и соотношением исходных веществ.

Для точного определения температуры сгорания T_k необходим учет всех потерь тепла, имеющих место в двигателе за счет неполноты сгорания и теплоотдачи в стенки. Возможны два метода учета этих потерь. В одном случае потери учитываются в общем тепловом балансе, и таким образом при определении температуры принимается во внимание только то тепло, которое идет на увеличение теплосодержания продуктов сгорания. Во втором случае при определении температуры потери не учитываются; полученная таким образом теоретическая температура затем исправляется с помощью специальных коэффициентов, например η_k или φ_k (§ 4.1, гл. I). Данный метод используется чаще всего.

В этом случае уравнение сохранения энергии для процесса сгорания будет иметь вид

$$I_0 + A \frac{\omega_0^2}{2g} = I_k + A \frac{\omega_k^2}{2g} = I_k^*. \quad (3.42)$$

Здесь I_0 и ω_0 — полная энтальпия и скорость рабочего тела на входе в двигатель;

I_k , ω_k — полная энтальпия и скорость продуктов сгорания в конце реакционной камеры;

I_k^* — полная энтальпия адиабатически заторможенных продуктов сгорания в конце камеры.

Величина кинетической энергии $\frac{\omega_0^2}{2g}$ составляет менее 0,01% от теплотворной способности рабочего тела; поэтому эта величина в дальнейшем опускается.

Уравнение (3.42) в этом случае получает вид

$$I_0 = I_k^*. \quad (3.43)$$

При отсутствии потерь тепла полная энтальпия продуктов сгорания при температуре конца горения T_z^* равна энтальпии исходного рабочего тела при начальной температуре T_0 .

Энтальпия продуктов сгорания, представляющая собой смесь газов, найдется из выражения

$$I_k^* = \sum_1^n g_i I_i, \quad (3.44)$$

где g_i — весовая доля i -го газа;

I_i — энтальпия i -го газа при температуре T_z^*

Если для смеси известны не весовые доли отдельных газов, а их парциальные давления, то

$$I_k^* = \frac{1}{p_k^* \mu_{см}} \sum_1^n I_i^* \mu_i p_i^* \quad (3.45)$$

Энтальпия исходного рабочего тела равна

$$I_0 = g_{ок} I_{ок} + g_r I_r$$

или

$$I_0 = \frac{x I_{ок} + I_r}{1 + x} \quad (3.46)$$

Если один из компонентов рабочего тела представляет собой смесь двух веществ (A и B), то

$$I_{A+B} = a I_A + (1 - a) I_B,$$

где a — весовая доля вещества A в смеси.

Если их растворение сопровождается тепловым эффектом, то

$$I_{A+B} = a I_A + (1 - a) I_B + \Delta I_{раств},$$

где

$$\Delta I_{раств} = - Q_{раств}.$$

Энтальпия продуктов сгорания зависит как от температуры, так и от состава их; состав же продуктов сгорания, в свою очередь, в общем случае зависит от температуры. Для веществ, состоящих из элементов H , C , N и O , исключение составляют продукты сгорания при низких температурах если $\alpha \geq 1$.

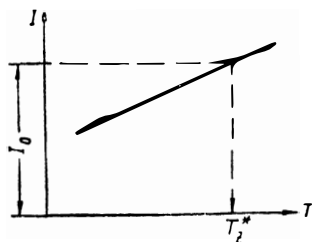
Поэтому в общем случае определение температуры сгорания следует вести одновременно с расчетом состава продуктов сгорания в камере. Последовательность расчета состава и температуры продуктов сгорания следующая. Исходными данными для расчета являются давление p_k в камере сгорания, химический состав компонентов рабочего тела и коэффициент избытка окислителя. Зная состав компонентов и коэффициент избытка окислителя, определяют теоретическое и действительное соотношения компонентов, элементарный состав рабочего тела и его энтальпию I_0 при начальной температуре. Далее задаются двумя или тремя значениями температур продуктов сгорания и для каждой температуры производят определение состава продуктов сгорания. Зная состав продуктов сгорания, определяют их энтальпию для трех выбранных значений температур и строят график зависимости I от температуры (фиг. 3.4).

Пользуясь соотношением (3.43) и графиком фиг. 3.4, нетрудно найти T_z^* . Для определения действительного состава продуктов сгорания при найденном значении T_z^* нет необходимости производить вновь решение системы уравнений, описывающей состав про-

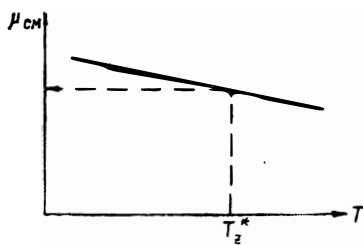
дуктов сгорания, поскольку он может быть найден графической интерполяцией. Таким же образом можно найти средний (кажущийся) молекулярный вес газов (фиг. 3.5).

Все вышеизложенное полностью применимо и к случаю унитарного рабочего тела.

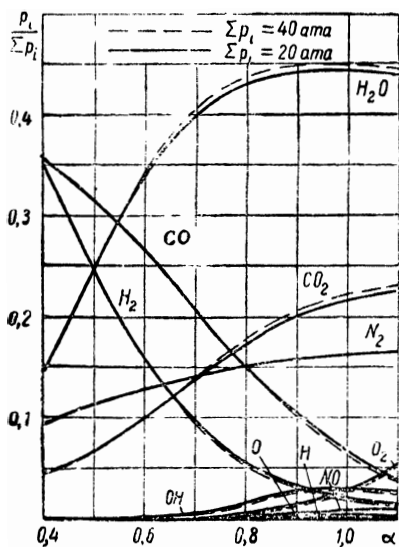
Определение состава и температуры продуктов сгорания связано с решением системы из десяти и более уравнений, что представляет собой довольно трудоемкий процесс. Внедрение и использование электронных вычислительных машин для этих целей должно существенно упростить задачу.



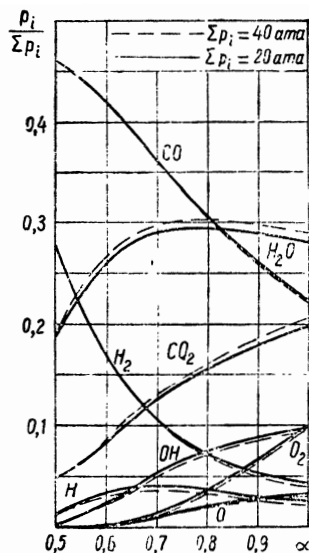
Фиг. 3.4. К определению температуры сгорания.



Фиг. 3.5. К определению среднего молекулярного веса.



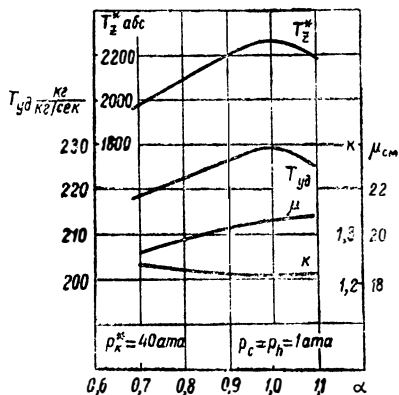
Фиг. 3.6. Зависимость состава продуктов сгорания от α . Окислитель — HNO_3 ; горючее — керосин.



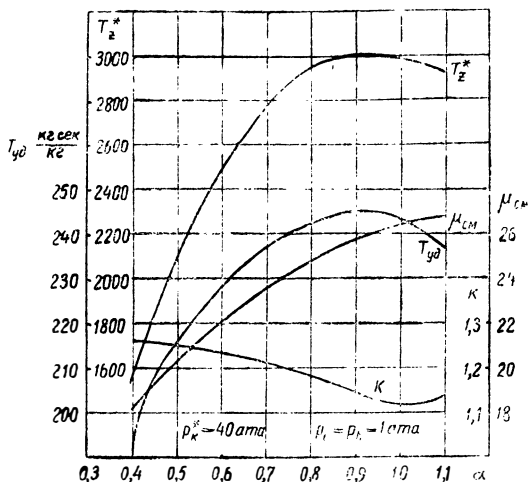
Фиг. 3.7. Зависимость состава продуктов сгорания от α . Окислитель — жидкий кислород; горючее — керосин.

Результаты гермодинамического расчета для ряда комбинаций горючих и окислителей представлены ниже.

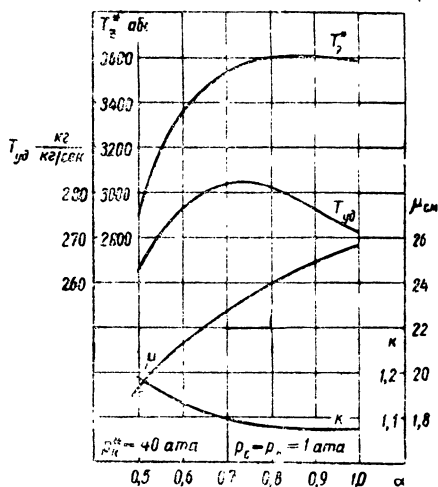
На фиг. 3.6—3.14 даны зависимости состава продуктов сгорания, температуры горения T_z^* , среднего молекулярного веса $\mu_{см}$, среднего показателя адиабаты κ и удельной тяги $T_{уд}$ от коэффициента избытка окислителя и давления в камере для ряда рабочих тел.



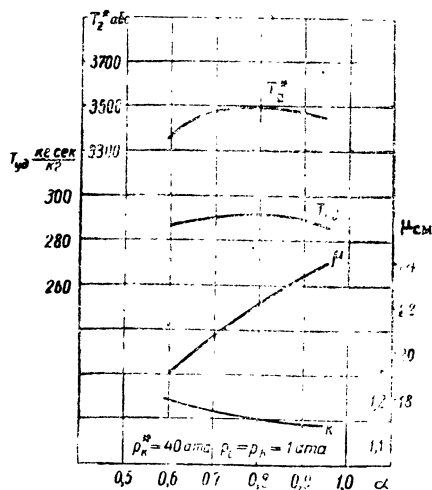
Фиг. 3.8. Зависимость T_z^* , $T_{уд}$, $\mu_{см}$ и κ от α . Окислитель — 80% H_2O_2 ; горючее — 50% $N_2H_4 \cdot H_2O + 50\% CH_3OH$.



Фиг. 3.9. Зависимость T_z^* , $T_{уд}$, $\mu_{см}$ и κ от α . Окислитель — HNO_3 ; горючее — керосин.

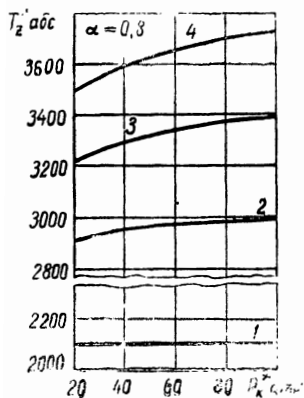


Фиг. 3.10. Зависимость T_z^* , $T_{уд}$, $\mu_{см}$ и κ от α . Окислитель — жидкий кислород; горючее — керосин.



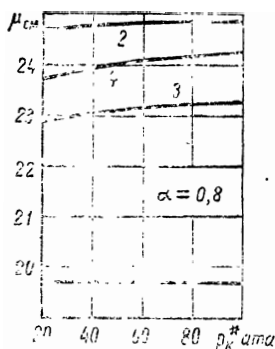
Фиг. 3.11. Зависимость T_z^* , $T_{уд}$, $\mu_{см}$ и κ от α . Окислитель — жидкий кислород; горючее — диметилгидразин $N_2H_2(CH_3)_2$.

При отсутствии диссоциации продуктов сгорания максимум T_z^* соответствует максимуму теплового эффекта (т. е. $\alpha = 1$). Примером является горючая смесь, состоящая из окислителя — 80% H_2O_2 и горючего — 50% $N_2H_4 \cdot H_2O + 50\% CH_3OH$. Во всех



Фиг. 3.12. Зависимость T_z^* от давления в камере:

1 — 80% H_2O_2 — 50% $N_2H_4 \cdot H_2O + 50\% CH_3OH$; 2 — HNO_3 — керосин;
3 — жидкий кислород — C_2H_5OH ;
4 — жидкий кислород — керосин.



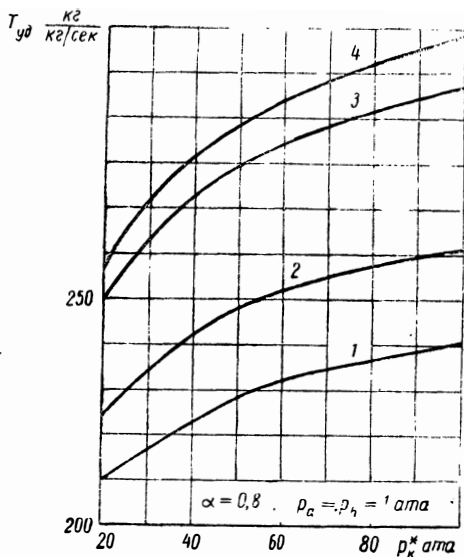
Фиг. 3.13. Зависимость μ_{cm} от давления в камере:

1 — 80% H_2O_2 — 50% $N_2H_4 \cdot H_2O + 50\% CH_3OH$; 2 — HNO_3 — керосин;
3 — жидкий кислород — C_2H_5OH ;
4 — жидкий кислород — керосин.

остальных случаях значение α , соответствующее максимальной температуре, несколько отличается от единицы; небольшое отклонение α от единицы в сторону $\alpha < 1$ объясняется, как указывалось, понижением степени диссоциации, а следовательно, и уменьшением доли тепла, идущей на диссоциацию.

Увеличение давления несколько повышает T_z^* , вследствие понижения степени диссоциации продуктов сгорания (фиг. 3.12). Чем менее диссоциированы продукты сгорания, тем слабее влияние давления на T_z^* .

На фиг. 3.6 и 3.7 показана зависимость состава продуктов сгорания от



Фиг. 3.14. Зависимость $T_{уд}$ от давления в камере:

1 — 80% H_2O_2 — 50% $N_2H_4 \cdot H_2O + 50\% CH_3OH$; 2 — HNO_3 — керосин; 3 — жидкий кислород — C_2H_5OH ; 4 — жидкий кислород — керосин.

коэффициента избытка окислителя для двух горючих смесей. Видно, что с уменьшением α растет доля продуктов неполного окисления и уменьшается количество продуктов диссоциации. Последнее объясняется понижением температуры вследствие уменьшения теплопроизводительности горючей смеси, а также тем, что с уменьшением α увеличивается доля продуктов неполного окисления, которые диссоциируют в общем случае в меньшей степени, чем продукты полного окисления.

Средний молекулярный вес продуктов сгорания уменьшается с уменьшением коэффициента избытка окислителя, что объясняется увеличением количества продуктов неполного окисления, имеющих относительно меньший молекулярный вес. С увеличением давления величина $\mu_{см}$ несколько растет вследствие уменьшения количества продуктов диссоциации.

Уменьшение температуры, степени диссоциации и атомности продуктов сгорания с уменьшением коэффициента избытка окислителя приводит к увеличению среднего показателя адиабаты расширения; поэтому термический к. п. д. с уменьшенным α несколько увеличивается.

Зависимость удельной тяги от коэффициента избытка окислителя имеет вид, близкий к зависимости T_z^* от α . Максимум удельной тяги чаще находится в области $\alpha < 1$. Вид кривой $T_{уд} = f(\alpha)$ определяется зависимостями теплового эффекта h_α и термического коэффициента полезного действия от коэффициента избытка окислителя.

Глава IV

ПРОЦЕССЫ В РЕАКЦИОННЫХ КАМЕРАХ

§ 4.1. ОСНОВНЫЕ ТИПЫ КАМЕР

Реакционные камеры бывают двух типов. в одном типе камер тепло выделяется в результате реакции соединения между двумя или более компонентами, образующими горючую смесь; в другом — выделение тепла происходит в результате разложения унитарного рабочего тела.

Камеры первого типа являются камерами сгорания; они получили наиболее широкое применение; продукты реакции в них имеют высокую температуру.

Камеры второго типа являются обычно низкотемпературными и, как правило, используются для вспомогательных целей; например, для получения газа, являющегося рабочим телом в турбинах, приводящих в движение насосы питания и другие вспомогательные агрегаты.

В камерах первого типа важной задачей является образование горючей смеси, что достигается сочетанием расположения, производительности и конструкции форсунок для топлива и окислителя. Форсунки чаще всего располагаются в торце камеры, образуя так называемую «головку». В некоторых случаях возможно размещение форсунок на боковой поверхности и в специальных смесителях. Реакция соединения топлива и окислителя начинается в непосредственной близости у головки и заканчивается в объеме камеры.

В низкотемпературных камерах с унитарным рабочим телом реакция разложения, идущая с выделением тепла, начинается в жидкой фазе у поверхности катализатора и заканчивается в паровой фазе. Газы и пары проходят через поры катализатора и удаляются из камеры. Если катализатор применяется в жидком виде, то нет принципиальной разницы в организации процесса в этом случае и в случае использования двухкомпонентных горючих смесей.

Организация процессов в камерах всех типов должна отличаться высоким совершенством, так как от этого зависят такие важнейшие свойства камер, как полнота выделения тепла, плав-

ность работы, надежность запуска и ресурс двигателя. Наиболее сложно организовать процесс в высокотемпературной камере. В дальнейшем изложении основное внимание будет уделено рассмотрению процессов этих камер сгорания.

§ 4.2. ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА КАМЕР СГОРАНИЯ

Камеры сгорания ЖРД отличаются большой теплонапряженностью, которая определяется выражением

$$q = \frac{Q}{V_k p_k}, \quad (4.1)$$

где Q — количество выделившегося тепла в *кал/час*;

V_k — объем камеры в m^3 ;

p_k — давление в камере в $кг/см^2$.

Величина q для камер ЖРД имеет порядок 10^8 *кал/м³ · час · ата*, что в 3—5 раз больше, чем в камерах ВРД.

Увеличение теплонапряженности всегда желательно, так как уменьшаются объем и вес камеры, что важно для летательных аппаратов всех типов и, особенно, для ракетных. Получить большую теплонапряженность в камерах ЖРД оказывается возможным благодаря высокой химической активности компонентов применяемых горючих смесей, высоким концентрациям топлива и окислителя и температурам в камере.

Основные реакции между горючими и окислителями, осуществляющиеся в камерах ЖРД, идут в газообразной фазе. Это полностью относится к реакциям окисления между несамовоспламеняющимися компонентами и в значительной степени между самовоспламеняющимися. Для осуществления непрерывного процесса нужно обеспечить условия для последовательного протекания сложной совокупности физических и химических явлений. К ним относятся: процесс подготовки смеси к сгоранию, заключающийся в дроблении жидких компонентов, их смешении и испарении; воспламенение смеси; процесс сгорания, включающий в себя кинетические факторы и условия молекулярного и турбулентного переноса тепла в реакционной зоне. Не все эти процессы протекают одинаково быстро.

Г. Ф. Кнорре сравнивает последовательность осуществления отдельных стадий единого процесса тепловыделения, идущего в камере сгорания, со своеобразной поточной системой или «конвейером горения», скорость движения которого определяется наиболее медленно идущими процессами в общей цепи. Общее время реакции или время преобразования исходных жидких продуктов в конечные газообразные равно сумме времени всех последовательных стадий и определяется временем протекания самой медленной реакции.

При температурах в камере, больших, чем 1800 — 2000° *абс*, когда время осуществления химической реакции очень мало, такими определяющими процессами будут физические процессы сме-

собразования и газообмена. Следовательно, ускорение процессов тепловыделения и достижение более полного сгорания возможно путем совершенствования смесеобразования. В частности, эти процессы значительно ускоряются при предварительном смешении жидких компонентов и при более тонком их распыливании. Скорость испарения, зависящая от условий подвода тепла к жидкости, может быть повышена за счет усиления газообмена с зонами, имеющими высокую температуру. Процессы испарения значительно ускоряются при применении высокоактивных самовоспламеняющихся горючих смесей в результате выделения тепла при поверхностном контакте жидкостей.

Физические процессы играют роль и после окончания основного процесса тепловыделения, если имеется неравномерное распределение состава смеси по сечению камеры. В этом случае наблюдается выравнивание состава продуктов сгорания в результате молекулярной и турбулентной диффузии.

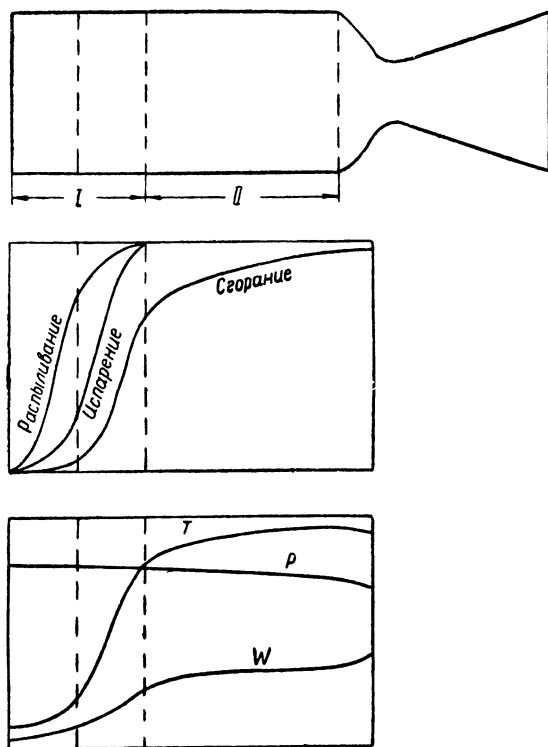
Процесс тепловыделения в камере ЖРД протекает в движущемся потоке газа. Для обеспечения непрерывного процесса выделения тепла необходимо зафиксировать очаг горения на некоторой длине камеры, создавая условия, чтобы массовая скорость реакции в этой зоне равнялась расходу смеси через нее. Такая фиксация или, иначе говоря, стабилизация очага горения в движущемся потоке может быть обеспечена путем организации непрерывного притока тепла к поступающим в камеру жидким компонентам. Только такой процесс сможет обеспечить устойчивость и безопасность работы камеры сгорания, так как в этом случае не будет накопления готовой взрывоспособной смеси. Самовоспламенение этой смеси, часто переходящее в детонацию с сильным бризантным (дробящим) эффектом, приводит к разрушению двигателя.

Непрерывный подвод тепла к смеси, обеспечивающий ее своевременную подготовку, а также скорость развития процесса в камере ЖРД, обуславливается относительно высоким температурным уровнем газа, заполняющим полость камеры у головки, а также наличием большого числа стабилизированных начальных очагов горения, образовавшихся там, где условия подготовки смеси и ее воспламенения наиболее благоприятны. Процесс первоначальной стабилизации в камерах ЖРД еще недостаточно изучен, однако можно предполагать, что такие условия соблюдаются в зонах вблизи факелов распыла.

В камере могут быть условно выделены две основные зоны. Первая зона примыкает непосредственно к головке. Она вначале характеризуется преобладанием в ней жидких капель, которые продолжают дробиться, так что общая поверхность распыленной жидкости непрерывно возрастает. Количество испарившихся капель еще невелико; здесь происходит их предварительный нагрев; испаряются лишь самые мелкие капли. Во второй части первой зоны происходит интенсивное испарение и образуются начальные очаги горения, способствующие ускорению процессов испарения и

дробления. Во второй зоне происходят догорание продуктов неполного окисления и выравнивание состава газа за счет турбулентной диффузии.

На фиг. 4.1 схематично показано протекание процессов распыливания, испарения и сгорания в отдельных зонах; здесь же показано изменение температуры, скорости и давления газа по



Фиг. 4.1. Протекание процессов по длине камеры сгорания.

длине камеры. Характер изменения скорости, давления и температуры всецело определяется динамикой тепловыделения в камере. Падение статического (и полного) давления по длине происходит как за счет наличия гидравлических потерь, так и из-за специфического теплового сопротивления в результате ускорения газа в зоне горения.

§ 4.3. ОСОБЕННОСТИ ФОРСУНОК ЖРД

Распыливание жидкости осуществляется форсунками, через которые она поступает в камеру сгорания под некоторым избыточным давлением. Распыливание жидкости сопровождается распадом струи и образованием капель. Скорость движения капель в

газовой среде уменьшается за счет действия вязкости. Совокупность летящих капель образует факел распыла.

Оценка распыливающей аппаратуры может вестись по двум показателям: размерам получающихся капель и форме факела распыла.

Размер капель оценивается их диаметром и определяется экспериментально. Характерной особенностью образующихся капель является неоднородность как в отношении их размеров, так и распределения в различных сечениях струи. В этой связи вводится понятие среднего диаметра (радиуса) капель, характеризующее тонкость распыливания.

Для ускорения процесса испарения распыл должен быть тонким (средний диаметр малый) и однородным (меньше разность диаметров). В этом случае общая поверхность испарения будет больше, а время для испарения меньше. Оценка формы струи и кривых распределения жидкости в ее поперечном сечении должна проводиться с учетом условий испарения, смещения, габаритов камеры сгорания и условий охлаждения ее элементов. Для облегчения испарения жидкости следует избегать концентрации жидкой фазы в отдельных зонах камеры сгорания, поэтому кривые распределения не должны иметь ярко выраженных максимумов.

Закон распределения жидкости по сечению струи оказывает влияние также и на дальнобойность, т. е. глубину проникновения жидкости в среду. Чем более компактна струя, т. е. чем больше плотность вещества по оси (в ядре) струи, тем при прочих равных условиях больше дальнобойность. Форма струи определяет закон распределения вещества в пространстве у форсунок. В ЖРД целесообразно, чтобы распыленные компоненты находились вблизи головки: подготовительные процессы будут происходить на меньшем участке камеры и ее длина сократится. Сосредоточение жидкости у головки камеры целесообразно и для уменьшения температуры стенок, так как завеса из жидкости предохраняет стенки головки от соприкосновения с горячими газами и быстрого прогорания. Следовательно, в условиях ЖРД струя должна иметь небольшую дальнобойность и возможно больший угол конуса.

В настоящее время в ЖРД находят применение два типа форсунок: струйные и центробежные. В конструктивном отношении они отличаются от форсунок двигателей других типов простотой выполнения.

Струйные форсунки особенно просты в изготовлении; они часто выполняются в виде отверстия в стенке, разделяющей полость, заполненную жидкостью, от камеры сгорания. Примеры струйных форсунок даны на фиг. 4.2.

Расчет струйной форсунки состоит в определении размера отверстия сопла из уравнения расхода

$$G = \mu f_c \sqrt{2g\gamma\Delta p_\phi} . \quad (4.2)$$

Здесь μ — коэффициент расхода;
 Δp_ϕ — перепад давления в сопле форсунки;

γ — весовая плотность жидкости;
 f_c — площадь сопла форсунки.

Значения величины диаметра d_c сопла лежат в пределах 0,5 — 2,5 мм.

При выборе коэффициента расхода необходимо учитывать отношение $\frac{l}{d_c}$ (фиг. 4.2), форму входа в сопловой канал и размеры отверстия. В среднем можно считать, что для сопел с $d_c > 1,0$ мм и $\frac{l}{d_c} = 3 - 10$ значение μ лежит в следующих пределах:

$\mu = 0,85 - 0,9$ — скругленная кромка на входе;

$\mu = 0,8 - 0,85$ — коническая входная часть;

$\mu = 0,65 - 0,7$ — вход с острой кромкой.

При использовании сопел с диаметром, меньшим, чем 1,0 мм, следует уменьшать значение μ . Так, при уменьшении d_c с 1,0 мм до 0,5 мм величина μ уменьшается на 10 — 15%.

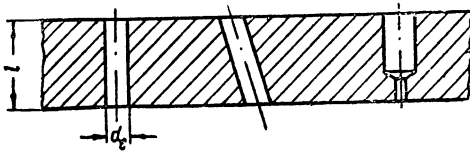
Для перепадов давлений 3—6 атм расход через одну струйную форсунку с диаметром сопла 1—2 мм лежит в пределах 20—80 г/сек. Отверстия больше 2,5 мм и меньше 0,5 мм применяются редко из-за увеличения дальности струи и ухудшения

качества распыла в первом случае и опасности засорения — во втором.

Центробежные форсунки находят более широкое распространение, чем струйные, так как удачно сочетают тонкий распыл при малых перепадах давлений

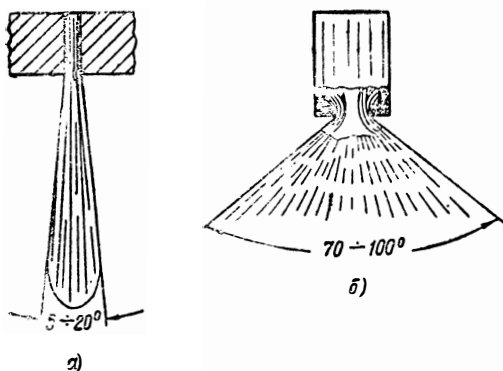
с рядом других преимуществ, в частности, с малой дальностью и с большим углом конуса (70—100°) вместо (5—20°) у струйной форсунки (фиг. 4.3).

Рассмотрим схему центробежной форсунки (фиг. 4.4). Форсунка состоит из камеры закручивания a , входных каналов с радиусом $r_{вх}$ и сопла с радиусом r_c . Принципиальным отличием этой форсунки от струйной является наличие вращательного движения жидкости на входе в сопло. Для этой цели жидкость поступает по нескольким (редко одному) тангенциальным каналам в камеру закручивания и здесь приходит во вращательное движение. В случае идеальной жидкости, когда трение отсутствует, момент внешних сил, действующих на жидкость в камере, равен нулю. Течение в форсунке подчиняется закону постоянства момента количества движения, т. е. произведение окружной составляющей на радиус остается величиной постоянной по длине форсунки. При этом условии, однако, получается, что окружная составляющая скорости вблизи оси должна иметь бесконечно большое значение, а давление жидкости бесконечно большое отрицательное значение, что физически невозможно. В действительности вблизи оси ско-

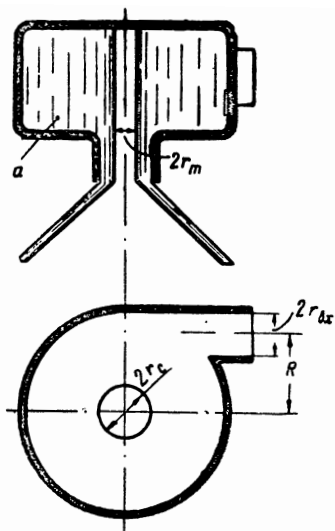


Фиг. 4.2. Схемы струйных форсунок

рость будет возрастать, а давление жидкости уменьшаться, но лишь до тех пор, пока давление не станет равным давлению среды, в которую производится впрыск. Центральная же часть форсунки заполняется газом, который увлекается жидкостью и тоже приходит во вращение, образуя газовый вихрь. Жидкость остается только у стенок. Окружность газового вихря в сопле форсунки имеет радиус r_m , где избыточное давление равно нулю.



Фиг. 4.3. Форма конуса струи при распыле из струйной (а) и центробежной (б) форсунки.



Фиг. 4.4. Принципиальная схема центробежной форсунки.

Истечение жидкости происходит только по площади кольца, примыкающего к стенкам сопла, так что жидкостью заполняется лишь часть площади сопла

$$f_{ж} = \varphi f_c = \varphi \pi \frac{d_c^2}{4};$$

φ называется коэффициентом живого сечения струи, или коэффициентом заполнения.

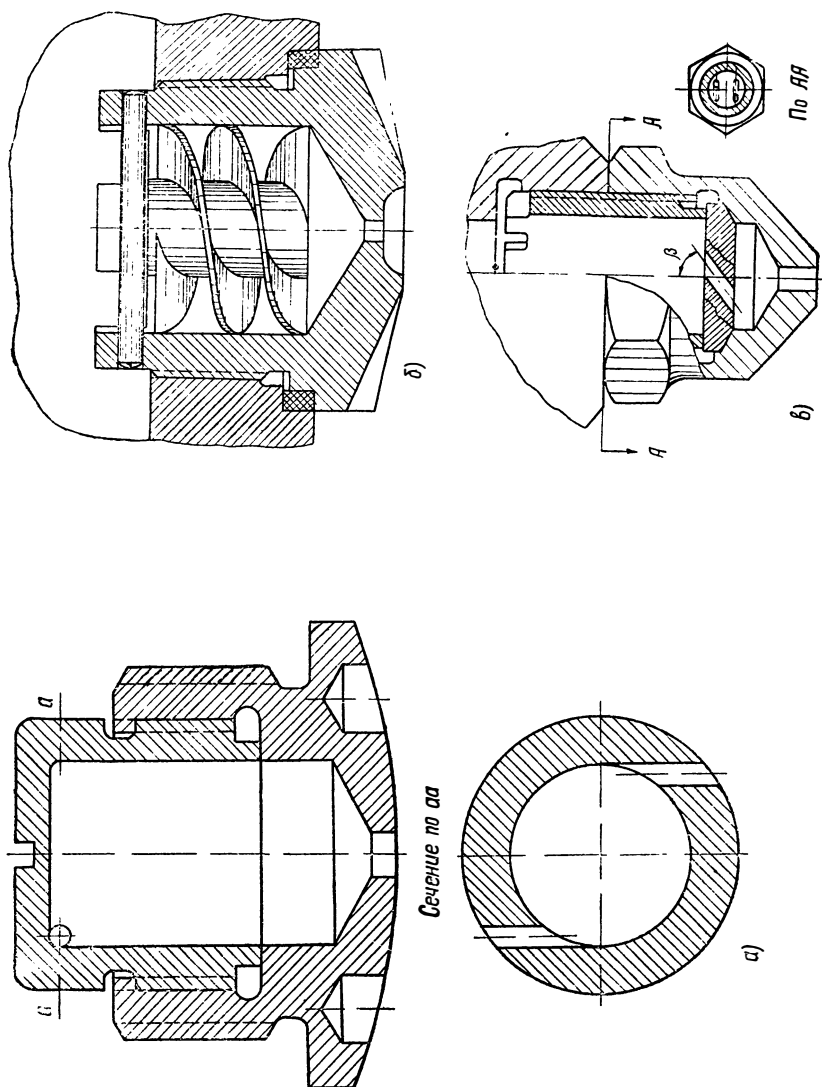
Метод теоретического расчета центробежной форсунки был разработан Г. Н. Абрамовичем в 1944 г. Им был рассмотрен случай истечения идеальной жидкости без учета сил вязкости. В последующем были внесены уточнения в теорию центробежных форсунок. Расчет позволяет определить следующие величины: коэффициент расхода μ , угол конуса струи α , коэффициент живого сечения φ , а также сделать выбор основных размеров форсунки.

Из уравнения расхода через сопло форсунки следует:

$$G = \mu f_c \sqrt{2g\gamma\Delta p_\phi},$$

где $\mu = \varphi \varphi_c$, а φ_c — коэффициент скорости.

Коэффициент расхода μ зависит от того, какая часть φ сечения занята струей жидкости и каковы потери в сопле, оцениваем



Фиг. 4.5. Конструктивные схемы центробежных форсунок.

мые коэффициентом скорости φ_c . Очевидно, что коэффициенты φ , φ_c и μ зависят от интенсивности вращения жидкости в форсунке. При очень больших и при очень малых размерах воздушного вихря коэффициент расхода μ имеет малые значения; при некоторых промежуточных размерах воздушного вихря в форсунке устанавливается устойчивый режим, при котором расход жидкости становится максимально возможным при данном перепаде.

Возьмем отношение окружной скорости w_u около стенки сопла к условной средней осевой скорости, выраженной через секундный расход жидкости Q и площадь выходного сечения сопла f_c :

$$A = \frac{w_u}{\frac{Q}{f_c}} = \frac{w_u}{\mu \sqrt{2g \frac{\Delta p_\Phi}{\gamma}}}$$

Увеличение величины A означает увеличение интенсивности вращения в форсунке за счет большого момента количества движения, что приводит к уменьшению коэффициента расхода μ .

Коэффициент A выражается через геометрические параметры форсунки и поэтому является ее геометрической характеристикой.

Общее выражение для величины A имеет вид

$$A = \frac{Rr_c \pi}{nf_{\text{вх}}} \sin \beta, \quad (4.3)$$

где R — расстояние от оси форсунки до оси входного канала;

β — угол между направлением входного канала и осью сопла (фиг. 4.5, *в*);

n — число входных каналов.

Когда входные каналы перпендикулярны к оси форсунки и имеют круглую форму, как, например, на фиг. 4.4 или фиг. 4.5, *а*, выражение для геометрической характеристики приобретает вид

$$A = \frac{Rr_c}{nr_{\text{вх}}^2}. \quad (4.3')$$

Увеличение геометрической характеристики A может быть осуществлено за счет увеличения плеча R и уменьшения площади входных каналов (увеличения скорости в них).

В теории доказывается, что на режиме максимального расхода жидкости между величинами A и φ существует зависимость

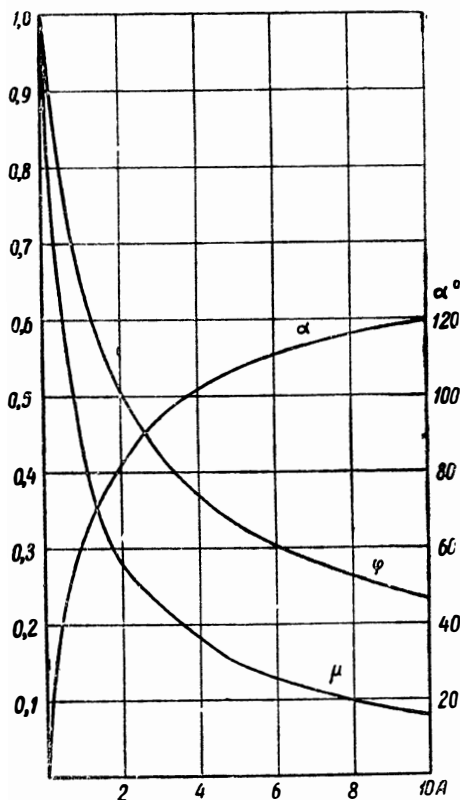
$$A = \frac{1 - \varphi}{\varphi} \sqrt{\frac{2}{\varphi}}.$$

Выйдя из центробежной форсунки, жидкость имеет форму пологого конуса, точнее — однополостного гиперboloида вращения, вдоль образующих которого движутся частицы жидкости. Траекто-

рия движения частиц, покидающих форсунку, определяется соотношением между окружной w_u и осевой w_a составляющими скорости при выходе из соплового канала. Если не учитывать трения жидкости о стенки, то угол распыла α на выходе из форсунки может быть определен из выражения

$$\operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} = \frac{w_{u \text{ ср}}}{w_a},$$

где $w_{u \text{ ср}} = \frac{w_u r_c}{r_{\text{ср}}}$; $r_{\text{ср}} = \frac{r_c + r_m}{2}$; r_m — радиус газового вихря.



Фиг. 4.6. Зависимость величин α , μ и φ от геометрической характеристики центробежной форсунки.

расхода μ и увеличение угла распыла α . Несмотря на приближенный характер зависимостей для φ , μ и α , они могут быть использованы для предварительных расчетов центробежных форсунок ВРД и ЖРД.

Экспериментальная проверка дала подтверждение основных положений теории центробежной форсунки для идеальной жидко-

Осевая скорость истечения

$$w_a = \frac{Q}{\varphi \pi r_c^2}.$$

Живое сечение сопла

$$\varphi \pi r_c^2 = \pi (r_c^2 - r_m^2)$$

или

$$\varphi = 1 - \left(\frac{r_m}{r_c} \right)^2.$$

Максимальное значение коэффициента расхода равно:

$$\mu = \varphi \sqrt{\frac{\varphi}{2 - \varphi}}.$$

На фиг. 4.6 дан график изменения величин φ , μ и α в зависимости от значения A . Из графика следует, что при увеличении A угол распыла α увеличивается, а величины φ и μ уменьшаются. Причина такого течения кривых заключается в том, что увеличение A означает увеличение окружной составляющей скорости в сопле, поэтому под влиянием сил инерции происходят уменьшение коэффициента живого сечения струи φ , коэффициента

сти. Однако в ряде случаев наблюдалось расхождение между опытными и теоретическими значениями μ и α . Было установлено, что при распыливании реальной, вязкой жидкости на расход и форму струи оказывают влияние коэффициент вязкости и соотношение размеров форсунки.

Для расчета центробежной форсунки нужно задать угол факела α и расход G через форсунку при выбранном перепаде давления Δp . По заданному значению α выбирается коэффициент A и определяется коэффициент μ и из уравнения расхода вычисляется диаметр соплового отверстия. Остальные размеры распылителя могут быть определены из уравнения геометрической характеристики (4.3'):

$$A = \frac{Rr_c}{nr_{\text{вх}}^2},$$

здесь три неизвестных ($R, r_{\text{вх}}, n$); двумя из них следует задаваться. Удобнее выбрать число входных каналов n и величину плеча закручивания R . В случае реальной жидкости, для уменьшения влияния вязкости следует уменьшать плечо закручивания R и радиус входных каналов $r_{\text{вх}}$ тем сильнее, чем больше желательный угол факела струи. Выбрав R и n , можно определить

$$r_{\text{вх}} = \sqrt{\frac{Rr_c}{An}}.$$

4.4. РАСПЫЛИВАНИЕ

Процесс распыливания состоит из последовательных стадий распада струи, истекающей из сопла форсунки, и дробления крупных капель на более мелкие частицы. Струя теряет свою целостность в результате появления на ее поверхности периодических возмущений нарастающей амплитуды. Силы, которые вызывают возмущения в струе, можно разделить на внешние по отношению к струе и внутренние.

К внешним силам относятся: силы аэродинамического сопротивления и силы, возникающие при взаимном соударении струй и отдельных капель или при ударе их о препятствие. Величина этих сил будет тем больше, чем больше относительная скорость жидкости и среды. Аэродинамические силы, кроме того, зависят от плотности среды, увеличиваясь с увеличением плотности. Действие внешних сил заключается в стремлении разорвать целую струю, отдельные ее части и капли на более мелкие части.

К внутренним силам относятся силы инерции, возникающие в результате турбулентного движения в объеме жидкости. Искривление поверхности струй или капли, возникающее при этом, способствует распаду, так как усиливается действие аэродинамических

сил. Внутренние вихревые движения в струе возникают прежде всего за счет естественной турбулентности при движении жидкости по каналам, тем в большей степени, чем больше абсолютная скорость. Интенсивность турбулентности может быть усилена искусственно, если на входе в канал установить турбулизирующие устройства в виде различного вида гидравлических сопротивлений, обеспечить столкновение струй, закрутку струи и т. д. Так, например, в каналах центробежной форсунки степень турбулентности значительно больше, чем в канале струйной форсунки. При сильной турбулизации действия только внутренних инерционных сил оказывается недостаточным, чтобы обеспечить распад струи; это достигается при распыле в вакуум.

К внутренним силам относятся также силы молекулярного сцепления. Они проявляются в виде сил вязкости во внутренних слоях жидкости и в виде сил поверхностного натяжения на границе раздела двух сред. Силы вязкости всегда затрудняют распыл, так как уменьшают степень турбулентности и поглощают часть энергии движущихся частиц. В центробежной форсунке силы вязкости уменьшают интенсивность организованного вращательного движения за счет уменьшения момента количества движения.

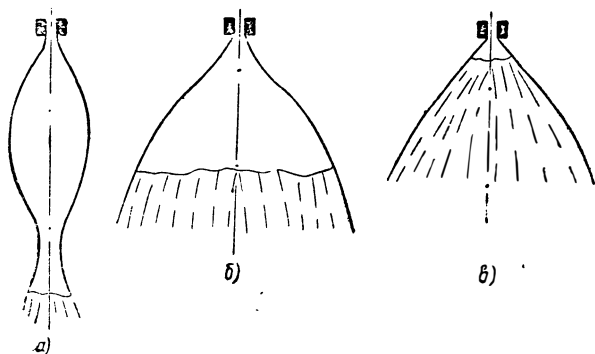
Силы поверхностного натяжения стремятся уменьшить до минимальной величины поверхность данного объема жидкости. Их действие вообще препятствует распаду.

На величину молекулярных сил влияет температура жидкости. При увеличении температуры их действие ослабевает; при критической температуре величина сил поверхностного натяжения равняется нулю.

Форма факела и тонкость распыла зависят от перепада давлений, под которым происходит истечение жидкости из сопла. При увеличении перепада давлений увеличиваются как внутренние, так и внешние силы, и распад струи совершается на более мелкие капли. Например, при распыле из центробежной форсунки, при весьма малом перепаде давления истечение происходит в виде струи, на поверхности которой ясно видны винтовые траектории частиц. При увеличении давления топлива перед форсункой на выходе из сопла появляется пустотелая внутри, сплошная поверхность в виде «лузыря» (фиг. 4.7, а), которая на некотором расстоянии от сопла стягивается силами поверхностного натяжения. По мере дальнейшего увеличения перепада «пузырь» раскрывается и превращается в «тюльпан» (фиг. 4.7, б). На некотором расстоянии от сопла «тюльпан» разрывается на изолированные кольцеобразные участки, которые затем формируются в густки жидкости, нити и отдельные капли. Неразорвавшаяся часть «тюльпана» носит название пелены. По мере увеличения давления распыливания длина участка нераспавшейся пелены уменьшается до тех пор, пока распыл не будет происходить практически непосредственно у сопла (фиг. 4.7, в).

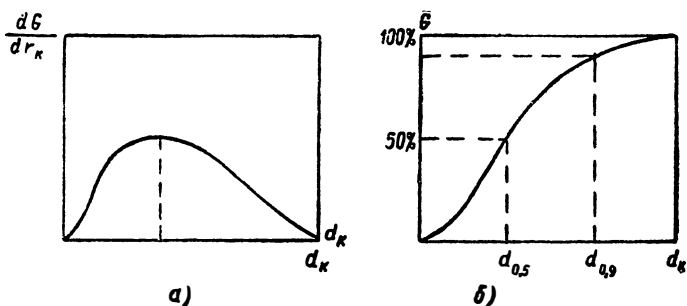
Распавшаяся струя образует непрерывный спектр капель, различающихся размерами, начиная от самых мелких (диаметр са-

мой мелксий капли равен диаметру молекулы) до самых крупных. Оценка качества распыливания проводится на основании экспериментальных данных. Для этой цели капли распыленной жидкости



Фиг. 4.7. Форма факела распыла при истечении из центробежной форсунки.

улавливаются тем или иным способом и сортируются по группам, отличающимся величиной диаметра. Затем строятся характеристики мелкости (тонкости) распыливания в виде кривых распределения капель по их диаметрам.



Фиг. 4.8. Кривые распределения распыленной жидкости.

Для оценки качества распыливания пользуются весовыми кривыми распределения капель в зависимости от их диаметра. Для этой цели по оси ординат откладывается относительная весовая доля капель данного диапазона изменения диаметра (в долях миллиметра), а по оси абсцисс — диаметр. Кривая распределения изображена на фиг. 4.8, а и является статистической характеристикой распыла; площадь под кривой равна 100%. В ряде случаев кривые распределения изображаются в виде суммарных весовых кривых, когда по оси ординат откладываются последовательно ре-

зультаты взвешивания всех капель, имеющих данный диаметр и меньший (фиг. 4.8, б).

Определение среднего диаметра капель носит условный характер. Если принять за средний диаметр капель наиболее часто встречающееся в спектре распыла значение диаметра, то его можно определить, например, по максимуму кривой фиг. 4.8, а. Часто за средний диаметр принимают диаметр $d_{0,5}$, соответствующий относительному весу $\bar{G} = 0,5$ на кривой фиг. 4.8, б.

Помимо оценки по среднему диаметру капель, нужна оценка распыла по однородности размеров получающихся капель. Так как минимальный диаметр капель равен размеру молекулы, то однородность может характеризоваться величиной максимального диаметра капель или величиной, например, диаметра капель $d_{0,9}$ на кривой распределения (фиг. 4.8, б), соответствующего 90% общего веса капель.

Центробежные форсунки, применяемые в ЖРД, при $\Delta p_{\phi} \approx \approx 4 - 6 \text{ кг/см}^2$ дают средний диаметр $d_{0,5}$ порядка 100—300 μ , где μ — микроны. При малых перепадах давления диаметр капель сильно зависит от давления впрыска, уменьшаясь с увеличением давления. При больших перепадах давления (более 10 атм) эта зависимость выражена слабее. Качественный характер такого вывода подтверждается многочисленными опытами по исследованию распыла ряда форсунок, но количественные данные зависят также и от конструкции форсунки. Для каждого типа форсунки существует некоторая величина перепада давления впрыска, начиная с которой дальнейшее его увеличение практически перестает оказывать влияние на качество распыла.

В высокотемпературных камерах сгорания внутренние процессы (теплообмен с газами) помогают испарению и смешению компонентов, так что нет необходимости в большом перепаде давления на форсунках. Это очень важно и для снижения веса системы питания. Минимальное значение перепада на форсунках у азотно-кислотных ЖРД составляет 2—5 кг/см^2 . Отмечаются случаи, когда двигатель на отдельных режимах устойчиво работает и при меньших перепадах. Для двигателей с регулируемой тягой перепад давлений на форсунках не должен уменьшаться ниже некоторой величины, определяемой полнотой и устойчивостью процесса сгорания.

Многочисленные опыты по определению влияния плотности среды на качество распыла проводились для струйных форсунок в условиях, характерных для поршневых двигателей с самовоспламенением от сжатия. При этом плотность среды менялась в широких пределах (до 20 раз). Было отмечено, что при увеличении плотности среды качество распыла улучшается, но в области высоких противодавлений это влияние невелико. Влияние изменения плотности в области ее низких значений на качество распыла более существенное. При уменьшении плотности среды в 10 раз (с 2,4 до 0,24 $\text{гсек}^2/\text{см}^4$) размер капель увеличивается в 2 раза. Данных о влиянии противодавления на качество распыла центро-

бежной форсункой меньше и некоторые из них противоречивы, однако в области высоких значений плотности, соответствующих камерам сгорания ЖРД, увеличение давления среды, при неизменном перепаде на форсунках, уменьшает средний размер капель.

Изменяя конструктивные параметры центробежной форсунки, можно оказывать влияние на коэффициент расхода μ и угол конуса струи α . Чем больше коэффициент расхода, тем толще пелена, выходящая из форсунки. Толщина пелены зависит также от угла факела струи и от абсолютных размеров сопла. Чем больше угол конуса факела и больше размеры сопла, тем больше толщина пелены при том же коэффициенте расхода и перепаде давлений в форсунке.

На фиг. 4.9 показано изменение среднего диаметра капель от толщины пелены Δ . С увеличением толщины пелены тонкость распыливания ухудшается; следовательно, все конструктивные мероприятия, которые будут увеличивать μ и уменьшать α , будут вызывать ухудшение качества распыла. Распыл получается более грубым и при увеличении диаметра сопла.

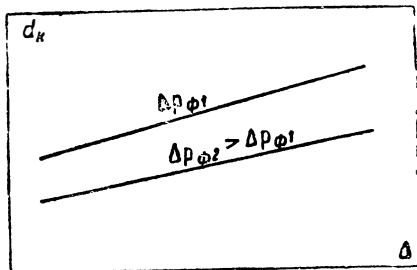
При распыливание в движущийся поток газа происходит дополнительное дробление капель и частиц жидкости за счет действия на каплю аэродинамических сил сопротивления при обтекании ее потоком газа, поэтому как тонкость, так и однородность распыла возрастают. Величина аэродинамических сил в этом случае, как и при движении капли в неподвижной среде, пропорциональна поверхности капли, квадрату относительной скорости газа и капли, плотности среды и коэффициенту сопротивления капли в потоке.

В камере ЖРД процесс дробления после сопла форсунки может быть разделен на две стадии:

1) дробление капель при их торможении в газовой среде; при этом относительная скорость капли уменьшается от максимального значения в момент выхода струи из форсунки до нуля;

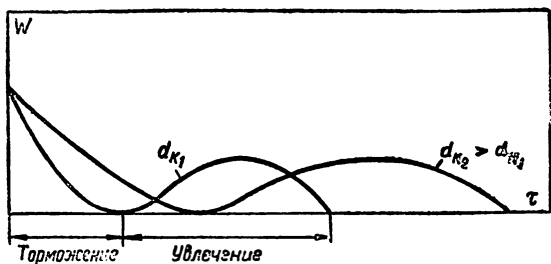
2) дробление капли в процессе ее увлечения потоком газа. Поступательная скорость газа в камере в направлении сопла (см. фиг. 4.1) приобретает им за счет испарения капель (прежде всего мелких) и реакции между газовыми объемами топлива и окислителя. При увлечении капли она будет отставать от газа за счет влияния сил инерции. Достигнув максимального значения, относительная скорость далее падает до нуля, когда скорость капли станет равна скорости газа.

Кривые изменения скорости капли на этих двух этапах приведены на фиг. 4.10. С увеличением размеров капли силы инерции,



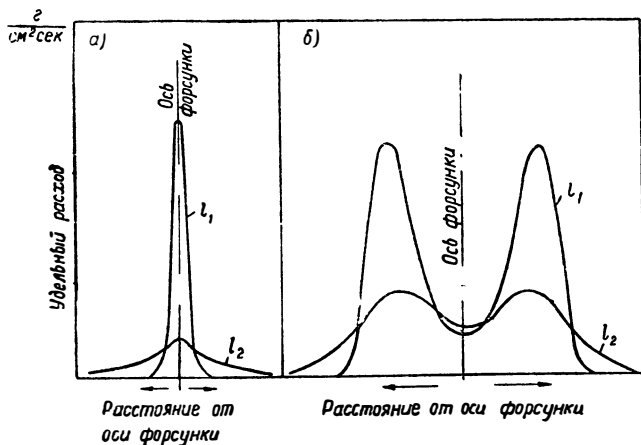
Фиг. 4.9. Зависимость среднего диаметра капель от толщины пелены Δ .

пропорциональные ее массе, т. е. r_k^3 , увеличиваются сильнее, чем действующие силы, пропорциональные поверхности капли, т. е. r_k^2 . Поэтому чем крупнее капля, тем процесс ее увлечения, а следовательно и действие аэродинамических сил, будет более длительным, а сами силы будут больше.



Фиг. 4.10. Изменение относительной скорости капли в процессе торможения и увлечения потоком.

Распределение жидкости по сечению струи, как правило, отличается неоднородностью (неравномерностью) как по окружности, так и по радиусу факела.



Фиг. 4.11. Кривые распределения секундного расхода вдоль радиуса струи для двух расстояний от сопла: l_1 и l_2 ($l_2 > l_1$):

а — струйная форсунка; б — центробежная форсунка.

На фиг. 4.11 приведены кривые распределения секундного расхода жидкости вдоль радиуса струи для двух расстояний от сопла. Из графиков следует, что как для струйной (а), так и для центробежной форсунки (б) характерно наличие местного пика

расхода, причем у струйной форсунки он более сильно выражен. Наличие двух максимумов расхода у центробежной форсунки объясняется формой факела. По мере удаления от сопла ($l_2 > l_1$) распределение жидкости по сечению струи становится более равномерным.

На неравномерность распределения жидкости оказывают влияние конструкция форсунки и неточность изготовления: например, конечное число входных каналов, несоосность оси сопла с осью камеры закручивания, различие в размерах каналов и расстояниях их от оси, неровности на стенках камеры закручивания и сопла. Увеличение высоты камеры закручивания и числа входных каналов приводит к уменьшению неравномерности распределения жидкости. Увеличение числа входных каналов более четырех практически не дает улучшения.

Дальнобойность струи или глубина ее проникновения во внешнюю среду зависит от соотношения между кинетической энергией струи и работой сопротивления внешних сил. Кинетическая энергия струи, или ее живая сила, определяется массой и скоростью струи. Внешнее сопротивление зависит от плотности среды, общей поверхности распыленной жидкости и относительной скорости движения.

Общая поверхность струи зависит от качества распыла, увеличиваясь с увеличением тонкости и однородности распыливания. Поверхность зависит также от формы струи; струя более компактная, с меньшим углом конуса, всегда имеет большую дальнобойность. Это понятно, так как наибольшее внешнее сопротивление встречают капли, находящиеся на периферии струи, и меньшее — те, которые находятся на оси, так как они защищены от внешнего воздействия наружными частями. Поэтому центральная часть струи, ее ядро, дольше сохраняет запас кинетической энергии.

В тех случаях, когда стремятся уменьшить дальнобойность струи, целесообразно увеличивать угол конусности. В форсунках струйного типа возможности для увеличения угла конусности ограничены применением штифтовых форсунок, конических расходящихся сопел. Можно уменьшить дальнобойность также за счет применения сталкивающихся струй или использования для дробления струи эффекта удара ее о препятствие.

Распыл из центробежной форсунки отличается значительно меньшей дальнобойностью, чем распыл из струйной форсунки. Это объясняется очень развитой поверхностью топливного факела. Здесь внешние силы действуют как на внешнюю поверхность конуса, так и на его внутреннюю часть. Наконец, в факеле распыла из центробежной форсунки отсутствует компактное ядро; мало того, значительно большая неустойчивость пелёны по сравнению с цилиндрической струей вызывает ее распад на более близком расстоянии от сопла и при меньшем перепаде давления, обеспечивая более однородный распыл, что способствует уменьшению дальнобойности.

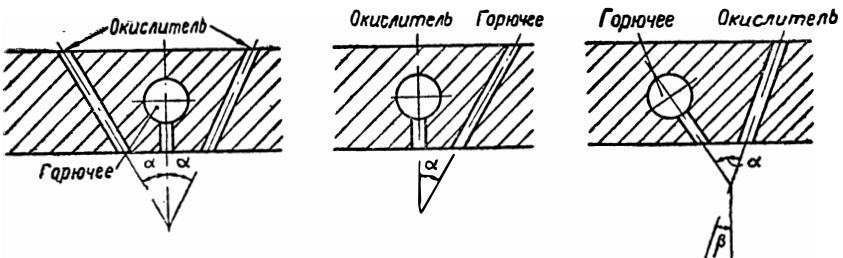
§ 4.5. СМЕШЕНИЕ

Необходимым условием для реакции является создание контакта между компонентами. В отличие от других типов двигателей, в ЖРД организуют смешение не газовых и жидких сред, а только жидкостей непосредственно. В этом случае процессы смешения в газовой фазе будут протекать одновременно с процессами испарения. Полнота горения всегда увеличивается при улучшении качества предварительного смешения в жидкой фазе, вне зависимости от вида применяемых рабочих веществ.

Организовать смешение жидких компонентов можно путем взаимодействия струй в камере сгорания в процессе распыливания или путем предварительного смешения жидкостей и последующего их распыливания через одну форсунку. Лучший результат в отношении полноты горения должно дать предварительное смешение, так как при этом легче обеспечивается одинаковое соотношение между компонентами по сечению камеры сгорания. С точки зрения безопасности целесообразнее смешивать жидкости после их выхода из форсунок; у выполненных двигателей этот тип смешения преобладает.

Местные значения соотношения компонентов могут отличаться от среднего значения для всей камеры. Особенно заметно это отличие у стенок камеры, где выбор значения соотношения компонентов определяется условиями охлаждения.

Назовем смесительным элементом, или смесителем, наименьшую группу форсунок, предназначенную для смешения компонентов в заданных соотношениях. Тогда вся головка может быть составлена из ряда простейших смесительных элементов. Отдельные смесительные элементы оказывают влияние друг на друга, но совершенство головки в основном определяется качеством смешения и условиями для последующего испарения, которые создаются смесительным элементом.



Фиг. 4.12. Схемы струйных смесителей.

При применении струйных форсунок встречаются смесители, состоящие из трех- или двухструйных форсунок. На фиг. 4.12 приведены схемы струйных смесителей, применявшихся на азотно-кислотных двигателях. Угол α в различных конструкциях и в разных точках в одной конструкции получает значения от 5 до 45°.

Трехструйные смесители, состоящие из двух окислительных форсунок и одной топливной, имеют преимущества по сравнению с двухструйными, так как весовой и объемный расходы окислителя обычно больше, чем топлива, поэтому увеличение числа отверстий для окислителя уменьшает размеры окислительной струи и обеспечивает лучшее распыливание и лучшее взаимное смешение топлива и окислителя. Другое преимущество заключается в том, что после встречи трех струй компоненты движутся всегда вдоль оси центральной форсунки вне зависимости от соотношения компонентов и перепадов давления на форсунках.

При столкновении двух струй результирующая струя отклоняется от оси окислительной форсунки на некоторый угол β (фиг. 4.12), который может изменяться при изменении режима работы. Предполагая, что при встрече струй происходит обмен количеством движения, можно определить угол отклонения результирующей струи. Среднее значение соотношения компонентов κ для азотно-кислотного двигателя равно 3,5—4,0; для двигателя, работающего на жидком кислороде и керосине, — около 2,5. Для наиболее часто встречающихся значений угла α , величины κ и соотношения скоростей компонентов смещение результирующей струи от оси форсунки окислителя составляет $\beta = 5 \div 15^\circ$.

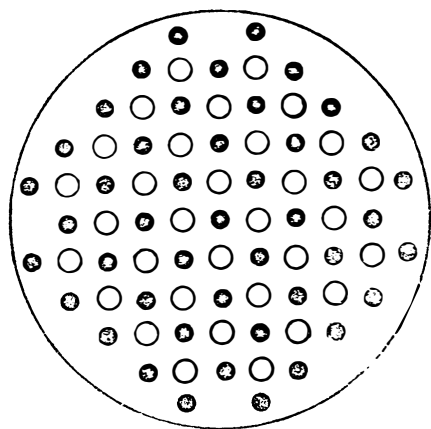
Геометрическое взаимодействие струй нужно учитывать при проектировании головки, во избежание попадания жидкости на стенки или сгущения жидкости в отдельных зонах камеры, затрудняющего его испарение и последующее горение.

При столкновении двух или более потоков жидкости распад и дробление струи при определенных условиях могут усиливаться за счет увеличения турбулентности; кроме того, распределение компонентов в пространстве после смешения изменяется; эти вопросы требуют дальнейшего изучения.

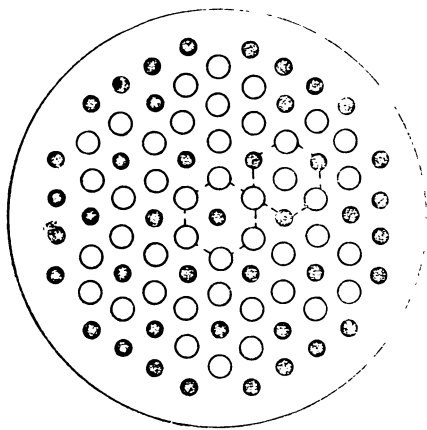
Желательно обеспечить равномерное размещение смесительных элементов на головке. Практическое выполнение этого требования зависит от конструктивных и технологических условий изготовления головки. При применении центробежных форсунок их также стремятся располагать равномерно по головке для получения равномерного распределения компонентов по сечению и обеспечения совершенного смешения горючего и окислителя. Так как расход окислителя преобладает над расходом горючего, для обеспечения наилучшего смешения каждая форсунка горючего окружается рядом форсунок окислителя.

Смесители могут быть шахматного, сотового (фиг. 4.13 и 4.14) и других типов, причем расположение и число окислительных форсунок относительно топливных может быть различным. При малом числе окислительных форсунок на одну топливную форсунку окислительные форсунки получают относительно крупнорасходными. Это не обеспечивает равномерность смешения и одинаковую плотность вещества по всей окружности топливного факела. Уменьшение расхода через единичную форсунку, — при переходе, на-

пример, на сотовое расположение, — облегчает организацию смешения, так как окислитель равномерно распределяется по окружности топливного факела.



Фиг. 4.13. Шахматное расположение форсунок.

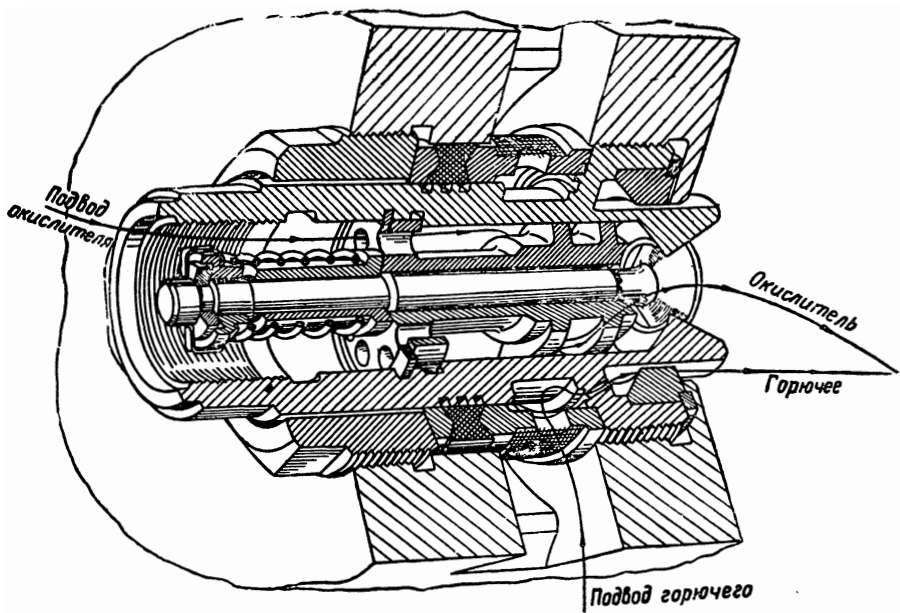


Фиг. 4.14. Сотовое расположение форсунок.

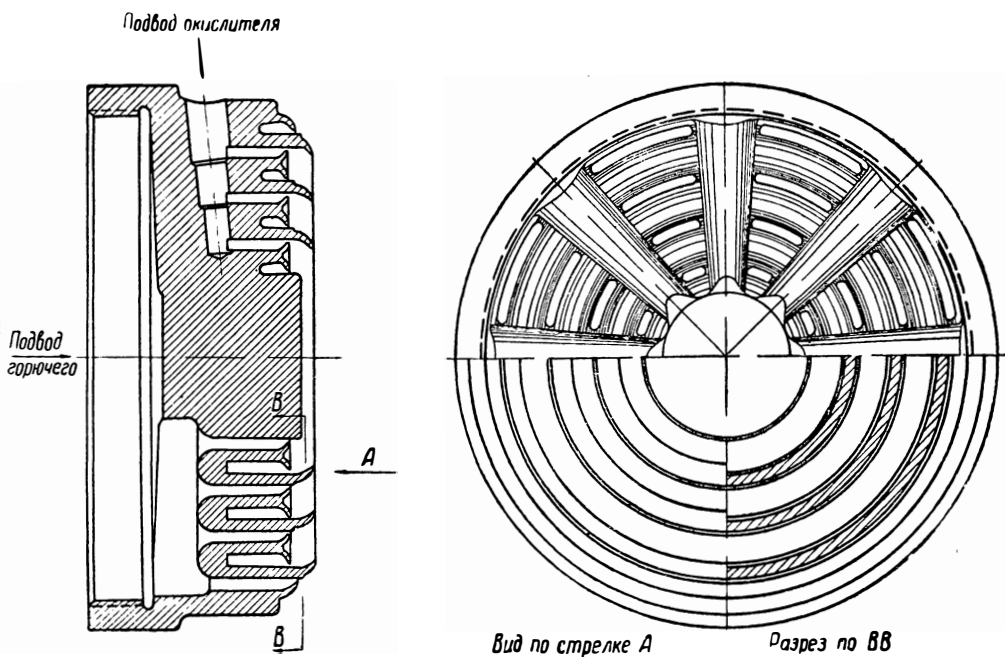
До сих пор мы рассматривали случай, когда каждая отдельная форсунка служит для распыливания только одного компонента. Возможно применение двухкомпонентных форсунок; в этом случае форсунка, в сущности, будет являться элементарным смесителем. В этом смесителе смешение осуществляется по окружности при пересечении двух соосно расположенных конусов распыла. Смеситель состоит из двух форсунок (фиг. 4.15); сопло наружной форсунки имеет вид кольцевого канала. Форсунка рассчитывается так, что конусы распыла топлива и окислителя пересекают друг друга в непосредственной близости к соплу; для этой цели величина геометрической характеристики у внутреннего сопла должна быть больше.

Тот же принцип, пересечение двух концентрически расположенных конусов распыла, используется в так называемой щелевой головке (фиг. 4.16). Она состоит из ряда концентрических каналов или щелей, направляющих струи топлива и окислителя друг к другу.

В качестве элементарного смесителя может быть использована и форсунка с предварительным смешением (фиг. 4.17), в которой осуществляются предварительное смешение горючего и окислителя и последующее распыливание смеси через сопло. Качество смешения, обеспечиваемое такой форсункой, должно быть выше, чем в случае обычных центробежных форсунок. Совершенное смешение должно позволить без ухудшения полноты горения повысить расхо-



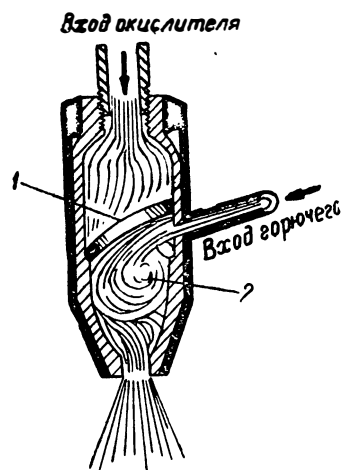
Фиг. 4.15. Двухкомпонентная форсунка.



Фиг. 4.16. Щелевая головка

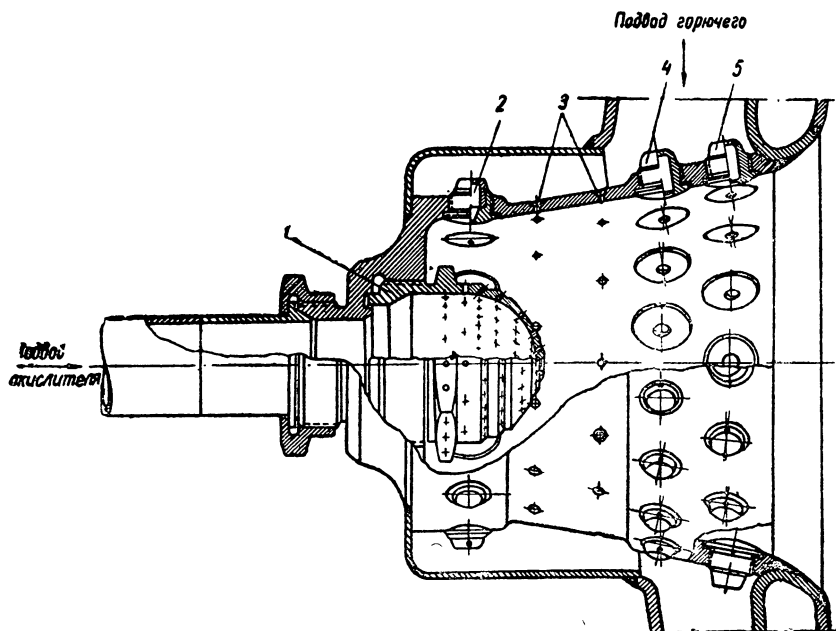
ды через единичную форсунку по сравнению с расходом через обычный смеситель, поэтому общее число форсунок на головке сокращается. Но они могут быть взрывоопасны; для уменьшения опасности взрывов необходимо,

чтобы время пребывания смеси окислителя и горючего в форсунке было меньше, чем период задержки воспламенения в этих условиях. Особенно опасен контакт с продуктами сгорания, которые могут проникнуть в полость форсунки через сопло.



Фиг. 4.17. Форсунка с предварительным смешением:
1—завихритель; 2—камера смешения.

Смесительный элемент может быть выполнен в форме предкамеры. Предкамерные смесители являются разновидностью смесителей с предварительным смешением, отличаясь от них лишь размерами и конструктивным выполнением. Примером может служить смеситель конической формы двигателя ракеты V-2 (фиг. 4.18). Топливо (этиловый спирт 75%) распыливается через форсунки, расположенные на боковой поверхности предкамеры. Окислитель



Фиг. 4.18. Предкамерный смеситель:

1—форсунка окислителя; 2—центробежные форсунки горючего; 3—струйные форсунки горючего; 4, 5—комбинированные струйные и центробежные форсунки горючего.

(жидкий кислород) проходит через струйную многодырчатую форсунку, расположенную в днище конуса. Смешение осуществляется внутри предкамеры. Часть жидкого кислорода испаряется, отчасти препятствуя проникновению горячих продуктов сгорания во внутреннюю часть предкамеры. На головке двигателя располагалось 18 таких предкамер. Между предкамерами образовывались мощные вихревые токи, обеспечивающие подвод тепла к смеси из зоны горения, что подтверждается наблюдавшимися прогарам на головке.

Преимущество предкамер заключается в том, что их наладка может быть произведена на двигателях небольшой тяги с относительно малыми затратами. К недостаткам предкамеры двигателя V-2 следует отнести скопление жидкости вблизи оси из-за расположения форсунок горючего на боковой поверхности. Это мешает нагреву и испарению жидкости, что, в свою очередь, уменьшает полноту сгорания.

§ 4.6. ОСОБЕННОСТИ НАГРЕВА И ИСПАРЕНИЯ ЖИДКИХ КОМПОНЕНТОВ В КАМЕРЕ

Образование горючей смеси в камере предполагает испарение жидких капель и перегрев паров до температуры самовоспламенения. Общее количество тепла, которое должно быть подведено к смеси, значительно и лежит в пределах 300 — 330 кал на кг смеси; из них только около 10 — 20% тепла жидкость получает в рубашке охлаждения, а остальное количество подводится в камере сгорания. В табл. 4.1 приведены ориентировочные значения количества тепла Q_u , которое должно быть затрачено на испарение 1 кг жидкой смеси в камере сгорания, помимо того количества тепла, которое было получено жидкостью в рубашке охлаждения; сюда не включается тепло, необходимое для повышения температуры паров до температуры самовоспламенения, на что затрачивается в среднем еще 30—40% Q_u кал тепла.

Таблица 4.1

Рабочие тела	Керосин и кислород			Этиловый спирт и кислород			Керосин и азотная кислота		
	керосин	кислород	смесь	спирт	кислород	смесь	керосин	кислород	смесь
Q_u кал./кг	65	40	105	75	45	120	40	140	180

Тепло для испарения может подводиться или за счет тепла химической реакции между жидкими компонентами, или путем теплоподвода из зоны горения.

Воспламенение смеси в результате реакции в жидкой фазе обеспечивается при взаимодействии самовоспламеняющихся компонентов, внешний теплоподвод в этом случае может ускорить ре-

акцию. Вначале в результате выделяющегося тепла при поверхностном контакте происходят испарение жидкости и образование парогазовой зоны, состоящей из паров и промежуточных продуктов окисления; температура газа в первый момент составляет около 200°C, затем она увеличивается за счет продолжающейся реакции в паровой фазе, пока не произойдет самовоспламенение. Это свойство самовоспламеняющихся веществ, — обеспечивать получение очага пламени без внешнего подвода тепла, — используется при запуске двигателя, когда в камере сгорания отсутствует высокотемпературная зона, а также для повышения устойчивости процесса сгорания. Между несамовоспламеняющимися компонентами реакция в жидкой фазе не приводит к выделению сколько-нибудь заметного количества тепла; поэтому в этом случае основное значение имеет внешний теплоподвод из зоны горения. Подвод тепла возможен в виде лучистой энергии и в виде конвективного переноса тепла; последний играет решающую роль. Поток лучистой энергии определяется излучением возбужденных молекул, газа, энергия излучения которого пропорциональна четвертой степени температуры и зависит от его состава и толщины излучающего слоя. Доля тепла, подводимого за счет лучистого теплового потока, составляет около 2—3% от необходимого. Конвективный перенос тепла осуществляется нагретыми движущимися молекулами или объемами газа через пограничный слой, окружающий каплю.

При нагревании капли испарение с ее поверхности приводит к усиленному оттоку паров от капли, что препятствует массовому обмену окружающей среды с пограничным слоем и уменьшает тепловой поток.

Поверхность распыла при постоянном расходе увеличивается обратно пропорционально среднему диаметру капли, так как их число увеличивается быстрее, чем уменьшается поверхность. Испарение капель зависит также от температур газа и жидкости. Высокая температура господствует вблизи головки в тех зонах, куда могут свободнее проникать продукты сгорания из центральной части камеры; в местах скопления жидкости температура меньше. Температура жидкости на поверхности капли не остается постоянной. Она увеличивается по мере прогрева капель, достигая температуры кипения жидкости в конце прогрева.

Время испарения или время существования капель, определяется условиями подвода тепла к капле и ее размерами. Оно зависит от поверхности капли и поля температур в камере; кроме того, оно зависит от траектории и скорости движения капли. Величина времени испарения не поддается точному расчету, однако на основании опытных данных порядок этой величины можно определить.

Если принять среднюю скорость капель 20 — 30 м/сек, а путь капли в среднем 100 мм, то время пребывания капли в зоне испарения, т. е. до подхода ее к фронту пламени, будет около

$(3 \div 5) \cdot 10^{-3}$ сек.; оно будет меньше для мелких капель и больше для крупных.

Приближенные расчеты позволяют считать, что количество тепла, получаемое за счет конвективного теплоподвода, оказывается достаточным для полного испарения капель малого диаметра. С уменьшением среднего диаметра относительное количество тепла, которое получают капли, возрастает пропорционально $\frac{1}{d_k^2}$

(фиг. 4.19). Таким образом, основное количество тепла для нагрева и испарения жидкой фазы подводится в виде конвективного теплового потока через поверхность капель.

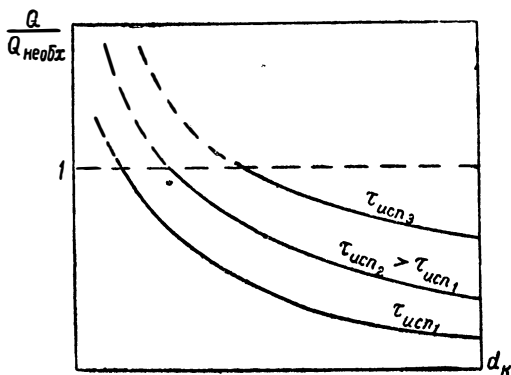
Увеличение давления в камере, при одинаковом качестве распыливания, может оказать положительное влияние на процесс испарения, так как при этом скрытая теплота парообразования уменьшается.

Для жидкого кислорода критическое давление равно 49,7 ата, а критическая температура — 118,8°C; поэтому для

двигателя, работающего на смеси жидкого кислорода и керосина, условия, когда скрытая теплота испарения жидкого кислорода равна нулю, достигаются при давлении в камере уже около 60 ата.

Значительную роль в организации подвода тепла к жидкости у головки играют «обратные токи газа». Они возникают в результате эжектирующего эффекта при распыле компонентов из форсунок. Капли жидкости, поступая в камеру сгорания, встречают сопротивление газовой среды. Капли тормозятся, но сам газ начинает двигаться, увлекаясь жидкостью. Вследствие этого, одновременно с попутными токами существуют так называемые «обратные токи», направленные из зоны горения к головке. Газ в зоне обратных токов имеет высокую температуру, так как он состоит преимущественно из продуктов сгорания. В отдельных случаях количество тепла, приносимое обратными токами к головке из зоны горения, настолько велико, что происходят оплавление корпусов форсунок и повреждение поверхности головки.

Теплосодержание газа в зоне обратных токов расходуется на испарение капель топлива и окислителя. Для того, чтобы температурный уровень этой зоны не снижался ниже определенного минимально допустимого уровня, обеспечивающего стационарный процесс, необходим постоянный приток тепла. Подвод тепла осу-



Фиг. 4.19. Зависимость отношения количества тепла, полученного каплями, к необходимому для полного испарения от диаметра капли.

шествляется как за счет непрерывного газообмена с областью горения, так и за счет реакции, которая осуществляется между парами топлива и окислителя около головки.

§ 4.7. ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НА РАЗМЕРЫ ГОЛОВКИ

Поперечные размеры головки при данном числе форсунок зависят от шага t_f между форсунками; в свою очередь, шаг между форсунками зависит от расхода через форсунку, т. е. от числа форсунок. В ряде случаев шаг лимитируется поперечными размерами форсунок.

Уменьшение шага форсунки вызывает ухудшение условий теплоподвода, так как соотношение между жидкими и газообразными частями среды, заполняющими камеру у головки, изменяется в неблагоприятную сторону. В то же время условия смешения компонентов при уменьшении шага улучшаются, так как уменьшается масштаб неравномерностей, пропорциональный шагу между форсунками. При больших расстояниях между форсунками ухудшение смесеобразования оказывает более сильное влияние, а в области малых расстояний определяющим фактором является организация теплоподвода к жидкости. С целью уменьшения габаритов двигателя необходимо стремиться к уменьшению диаметра головки, т. е. к уменьшению шага форсунок.

С выбором шага необходимо увязывать величину расхода через единичную форсунку. С увеличением расхода через форсунку за счет увеличения проходного сечения сопла форсунки шаг между форсунками должен увеличиваться, так как в противном случае нормальное течение процесса сгорания нарушается. Причина нарушения заключается в образовании значительного сгущения жидкости в отдельных зонах головки и ухудшении условий ее испарения. Однако увеличение шага и пропорциональное увеличение диаметра сопла, т. е. производительности форсунки, вызывает ухудшение условий смешения и распыливания; поэтому максимальное значение шага должно быть ограничено. Сильное уменьшение шага форсунок, при неизменных их параметрах, сопровождается ухудшением сгорания и может вызывать неустойчивую работу двигателя.

Применение самовоспламеняющейся горючей смеси улучшает условия испарения, так как уменьшает необходимое количество внешнего тепла. Соответственно шаг между форсунками и размеры головки могут быть уменьшены.

При увеличении давления в камере плотность газов у головки и их расход в зоне обратных токов возрастают. Это улучшает условия подвода тепла для воспламенения и должно позволить несколько уменьшить размеры шага между форсунками и головки.

Часто размеры головки характеризуют величиной расходонапряженности q_r , представляющей отношение расхода G_z рабоче-

го тела к площади F_r головки:

$$q_r = \frac{G_\Sigma}{F_r} \text{ г/см}^2 \text{ сек.}$$

Как и шаг между форсунками, расходонапряженность характеризует косвенно условия теплоподвода к жидкой каплевидной смеси. Чем эта величина больше, тем меньше площадь головки, больше концентрация жидкости у головки и труднее организация подвода тепла к рабочему телу. У двигателей, работающих на горючих смесях, где окислителем служит азотная кислота, значения расходонапряженности головки при давлении в камере 20—25 атм и перепаде давления на форсунках 2,5—4 кг/см² лежат в пределах 15—30 г/см²сек; большие величины относятся к самовоспламеняющимся компонентам.

При выборе величины расходонапряженности необходимо учитывать те же факторы, что и при выборе шага между форсунками. Если G_Σ — общий расход смеси через головку, $G_{см}$ — расход смеси через смесительный элемент, то число элементов $n = \frac{G_\Sigma}{G_{см}}$. Если не учитывать влияние периферийных зон, то площадь головки пропорциональна nt_ϕ^2 , а

$$q_r = \frac{G_\Sigma}{F_r} \cong \frac{G_{см}}{t_\phi^2}. \quad (4.4)$$

Улучшение условий смесеобразования позволяет увеличить расходонапряженность головки без существенного ухудшения полноты горения.

Улучшения условий испарения смеси и уменьшения, за счет этого, размеров головки и камеры сгорания можно достигнуть, если использовать опыт предкамер в дизелях и некоторых экспериментальных камерах ВРД. Такая схема может повысить устойчивость процесса горения, а также надежность при пуске и остановке двигателя.

§ 4.8. ФОРМА ГОЛОВКИ

Головки бывают плоские и криволинейные; последние могут быть конические, полусферические и др.

На плоской головке оси форсунок или отдельных смесителей обычно параллельны друг другу и оси камеры. На криволинейной головке оси смесительных элементов, располагаясь перпендикулярно поверхности головки, пересекаются на оси камеры. К таким двигателям относятся, например, двигатели BMW-3390С, V-2 и др. Криволинейные головки обеспечивают худшую полноту горения, чем плоские. Это объясняется тем, что, криволинейные головки образуют скопление каплевидной массы на оси камеры в виде ясно наблюдаемого «жгута».

Как правило, головка состоит из большого числа смесительных элементов. Распределение смесительных элементов на головке должно обеспечить равномерное или нужное распределение компонентов и жидкой смеси по сечению головки. Целесообразно выбирать такую комбинацию из форсунок, объединяя которые можно получить равномерное их размещение по площади головки. Такому условию удовлетворяют, например, схемы с шахматным и сотовым расположением форсунок (фиг. 4.13 и 4.14).

При расположении форсунок на головке необходимо учитывать, что попадание окислителя на стенку нежелательно. Для уменьшения температуры газа у стенки и предотвращения агрессивного воздействия окислителя на материал стенки применяют обогащение смеси топливом в пристеночном слое. Для этой цели ближайшие к стенкам форсунки выполняют топливными, рассчитывая их иногда на меньшие расходы по сравнению с основными.

Опыты показывают, что даже при равномерном размещении форсунок на головке распределение жидких компонентов по сечению камеры у головки получается неравномерным. Причина неравномерного распределения заключается в неравномерности расходов отдельных форсунок, в неравномерности смешения компонентов в масштабе одного смесителя, в неравномерности размещения форсунок на головке и в результате — попадании части расхода на стенки.

В настоящее время еще не разработаны простые и надежные способы, которые позволяли бы получить кривую распределения компонентов по сечению расчетным путем, поэтому изучение распределения компонентов осуществляется экспериментально. Для этой цели делается «холодная» проливка головки. Жидкая фаза улавливается в приемные ячейки; по ее количеству определяются расход и соотношение компонентов.

§ 4.9. СГОРАНИЕ

Процессы распыливания, смешения и испарения, происходящие вблизи головки, обеспечивают условия для появления начальных очагов горения в отдельных зонах камеры. В условиях сильной неоднородности как состава смеси, так и массового расхода по сечению, нельзя обеспечить одновременную подготовку горючей смеси и ее воспламенение во всех точках камеры. Наиболее благоприятные условия для воспламенения смеси будут в зонах с малой концентрацией жидкости, где вихревые токи будут иметь большую интенсивность и где температура газа будет более высокой.

Начавшееся горение в камере ускоряет все процессы подготовки еще несгоревшей смеси. Горение происходит в сильно турбулизированном потоке. Причиной, порождающей турбулентность, является неравномерность в распределении массового расхода по сечению и, после испарения, — различие скоростей у отдельных струек пара.

На основании опытных данных можно считать установленным, что турбулентность двояко влияет на скорость распространения фронта пламени: во-первых, увеличиваются скорость диффузии активных веществ и перенос тепла в несгоревшую смесь, что ускоряет процессы ее подготовки; во-вторых, увеличивается поверхность горения в результате искривления фронта пламени. При турбулентном горении ширина реакционной зоны может быть значительной. Если масштаб турбулентности больше ширины пламени, то фронт пламени разрушается и отдельные объемы несгоревшей смеси могут проходить через него, образуя местные зоны тепловыделения. Возможно также внедрение значительных объемов продуктов сгорания в несгоревшую смесь, что способствует переносу тепла и увеличивает массовую скорость горения.

Реакция между компонентами протекает при местных соотношениях концентраций, поэтому и состав образовавшихся продуктов в различных точках камеры будет различен. Соответственно будут отличаться и температуры газа. Если различие в составах газа по камере сгорания будет значительным, то это приведет к потерям в скорости истечения и удельной тяге, так как часть химической энергии, заключенной в топливе, остается неиспользованной. Наибольшее различие в составах может иметь место между центральными зонами и зонами у стенки.

Целесообразно обеспечить возможность выравнивания составов по сечению. Такое выравнивание происходит естественным путем за счет турбулентной и молекулярной диффузии. Основное значение имеет турбулентный перенос вещества, интенсивность которого существенно выше, чем диффузионного. Более быстрое выравнивание происходит в масштабе шага между форсунками, где градиент концентрации наибольший и меньше масштаба смещения. На участке длины камеры состав продуктов сгорания полностью не успевает выравниваться.

Степень однородности состава газов в конце камеры зависит от степени однородности смеси (по составу и по плотности тока) в начале камеры, от интенсивности турбулентности и от длины камеры.

Возможно возникновение турбулентности в зоне горения вследствие различия в местных составах смеси. Различие в составах означает различие в количестве выделяющегося тепла в данном объеме, различие в температуре, удельном объеме и скорости движения газа. Опыты с камерами сгорания для ВРД показали, что в отдельных струйках скорости газа могут сильно отличаться и даже достигать значений, равных местной скорости звука. Чем больше различие в скоростях у соседних струек, тем за счет вязкости сильнее турбулизация газа, которая способствует процессам последующего выравнивания концентраций.

Длина камеры определяет время пребывания газа в ней и, следовательно, время, в течение которого возможно выравнивание концентрации. Увеличение объема камеры, за счет ее длины, и

определенных пределах сопровождается увеличением скорости течения и удельной тяги; по увеличению длины камеры сгорания целесообразно лишь до известной границы, так как увеличение веса двигателя уже не компенсирует выигрыш в удельной тяге. Так как полного выравнивания состава продуктов сгорания на участке длины камеры не происходит, то чем более равномерен состав смеси по сечению в начале камеры, тем больше удельная тяга. Если представить себе идеальный двигатель, у которого состав смеси в начале камеры одинаков по всему сечению, то длина этого двигателя будет наименьшей. Она определяется в основном объемом камеры, необходимым для обеспечения предварительного смесеобразования, и шириной зоны горения.

§ 4.10. ВЫБОР РАЗМЕРОВ КАМЕРЫ СГОРАНИЯ

Камера сгорания условно, как уже указывалось, может быть разбита на две зоны — зону подготовки и зону реакции; вторая зона может быть, в свою очередь, разделена на участок горения и на участок догорания и выравнивания состава продуктов.

Объем первой зоны, необходимый для завершения процессов смесеобразования, зависит от многих факторов, основными из которых являются процессы смешения и испарения. В среднем для обычных систем смесеобразования для этой цели требуется длина камеры 100 — 150 мм. При применении более совершенных систем смесеобразования это расстояние может быть уменьшено.

Длина участка горения в условиях значительной неоднородности составов по сечению камеры может быть до 50 мм и больше. Длина участка для выравнивания состава продуктов сгорания по сечению камеры, вследствие малой скорости идущих здесь процессов, велика. В среднем полная длина камеры может составлять 200 — 500 мм. Совершенство системы смесеобразования оказывает влияние на протяженность второй зоны.

При выборе объема камеры необходимо иметь в виду условия или области применения двигателя. Двигатели для самолетов и дальних ракет отличаются большой величиной импульса; удельный вес камеры сгорания в общем весе двигательной установки невелик, а ее размеры не имеют определяющего значения. Выбор объема камеры здесь должен подчиняться общему требованию получения максимальной удельной тяги, уменьшению расхода горючей смеси и веса установки. Двигатели для зенитных и других ближних ракет характеризуются сравнительно малыми значениями тяг и временем действия. Здесь поперечные размеры и вес камеры играют существенную, иногда даже определяющую роль, так как от них зависят внешнее сопротивление, вес и потребная тяга двигателя. В этом случае при выборе объема камеры допустимо пренебрежение объемом участка догорания и выравнивания состава, что позволит уменьшить размеры двигателя в длину примерно в два раза.

Точное определение потребного объема камеры для получения необходимой полноты сгорания может быть сделано только на ос-

новании эксперимента. Для приближенного выбора объема камеры можно воспользоваться данными статистики; такими статистическими величинами являются время пребывания газов в камере и приведенная длина.

Среднее время пребывания газа может быть написано в виде отношения веса газа в камере сгорания к секундному расходу газа:

$$\tau_n = \frac{G_k}{G_\Sigma} \text{ сек.} \quad (4.5)$$

Если условно принять удельный вес газа в камере постоянным и пренебречь объемом, занимаемым жидкой фазой, то

$$\tau_n = \frac{V_k \gamma_k}{G_\Sigma}$$

Считая, далее,

$$\gamma_k = \frac{p_k}{RT_k}$$

и выразив расход газа через параметры в критическом сечении, получим

$$\tau_n = \frac{V_k}{F_{кр}} \frac{1}{\sqrt{RT_k} \lambda}, \quad (4.6)$$

где

$$\lambda = \sqrt{k g \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}}$$

Если известно время τ_n по данным прототипа, то объем камеры может быть определен.

Необходимое время пребывания различно для различных горючих смесей и зависит от условий смесеобразования и испарения в первой зоне камеры и от давления в камере. Для одного и того же вида горючей смеси τ_n определяется в основном отношением $\frac{V_k}{F_{кр}}$ и практически мало зависит от формы объема камеры.

Величина $\frac{V_k}{F_{кр}} = L_n$ называется приведенной длиной камеры. Чем больше L_n , тем больше время пребывания газа в камере и тем выше, до определенного предела, полнота выделения тепла и удельная тяга.

В табл. 4.2 даны значения L_n и τ_n для нескольких типов горючих смесей при $p_k \approx 20 - 30 \text{ атa}$.

У выполненных двигателей среднее значение τ_n лежит в пределах 0,0025 — 0,005 сек., а значение L_n — в пределах 1,8 — 3,5 м.

Меньшие величины относятся к самовоспламеняющимся смесям. Действительное время пребывания больше величины, определяемой по формуле (4.6), так как плотность газов в конце камеры, использованная в расчете τ_n , меньше средней в камере.

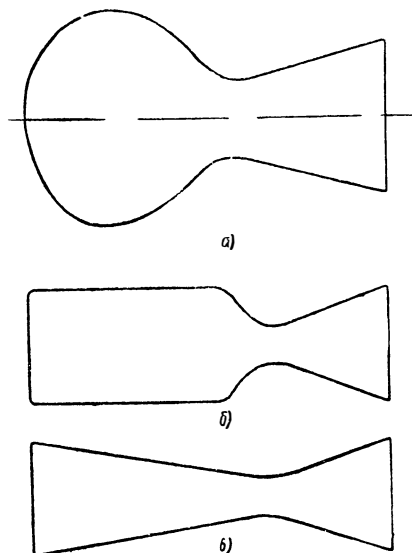
Таблица 4.2

Горючие смеси	$\tau_n \cdot 10^3$ сек	L_n см
Азотная кислота и керосин	3,9 ÷ 5,4	250 ÷ 350
Азотная кислота и тонка или анилин . .	2,8 ÷ 3,4	180 ÷ 220
Жидкий кислород и спирт или керосин .	3,8 ÷ 4,45	270 ÷ 300

§ 4.11. ФОРМА КАМЕРЫ СГОРАНИЯ

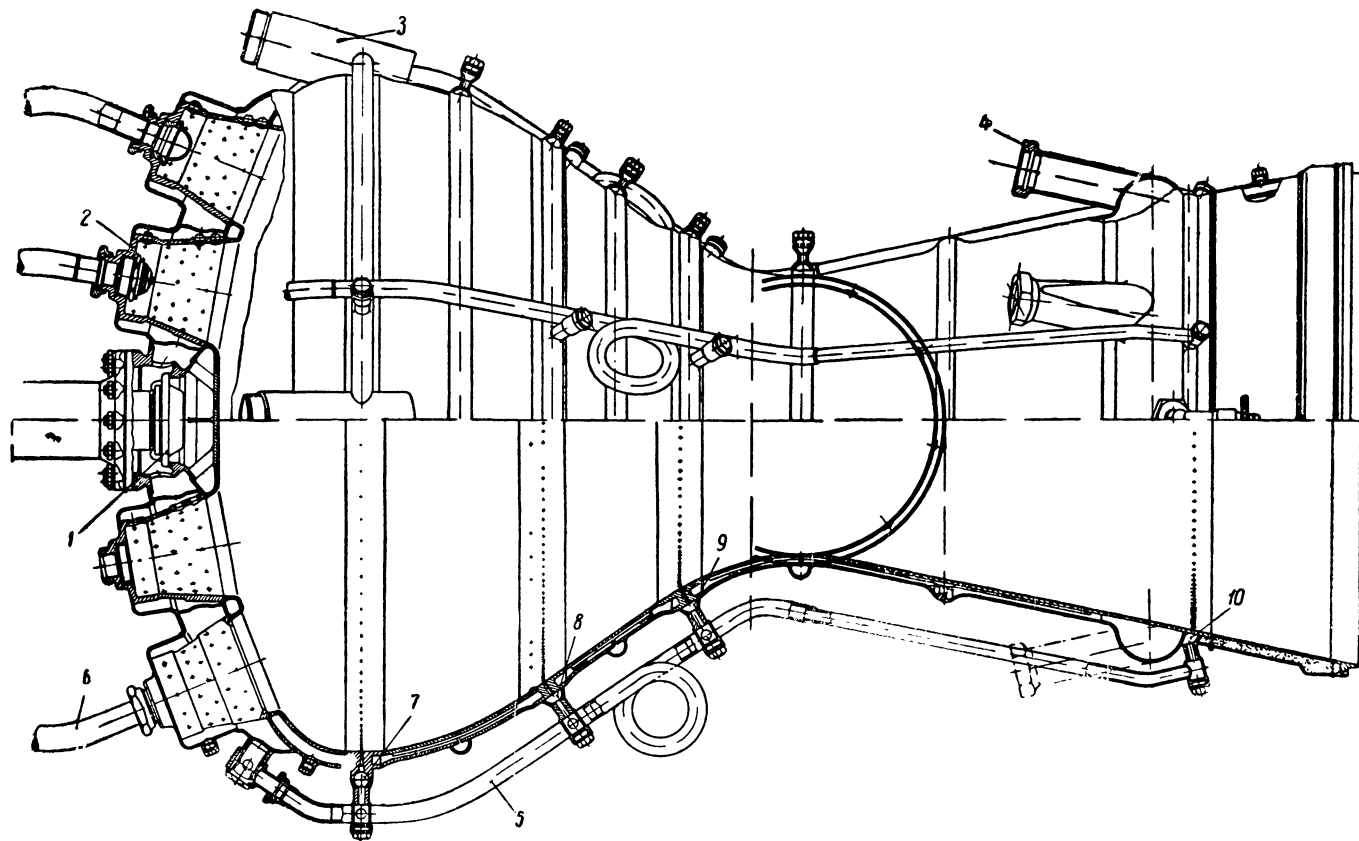
Возможно применение камер сгорания трех основных форм: сферической (грушевидной), цилиндрической и конической (фиг. 4.20).

Сферические камеры имеют преимущество перед другими в отношении веса, так как при одинаковых допустимых напряжениях в стенках и одинаковом объеме камеры толщина материала меньше. Это преимущество сферических камер менее существенно для двигателей малых тяг, где вопросы прочности не являются главными, но оно может оказаться решающим для камер больших размеров с высокими давлениями в камере. Недостатком сферической камеры является сложность ее изготовления, а также концентрация массового расхода вдоль оси камеры, если головка будет иметь тоже криволинейную форму. Это может повлечь за собой, как отмечалось выше, уменьшение полноты сгорания, для исправления чего понадобится увеличение времени пребывания. Эти камеры обычно применяются на двигателях больших тяг. Близкую к сферической форму имела камера сгорания двигателя ракеты V-2 (фиг. 4.21).

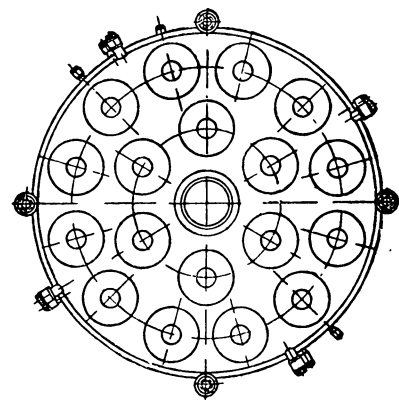


Фиг. 4.20. Формы камер сгорания: а — сферическая (грушевидная); б — цилиндрическая; в — коническая.

Эти камеры обычно применяются на двигателях больших тяг. Близкую к сферической форму имела камера сгорания двигателя ракеты V-2 (фиг. 4.21).



Расположение форкамер на головке



Фиг. 4.21. Камера двигателя ракеты V-2:
 1—главный клапан горючего; 2—форкамера; 3—крепление к силовой раме; 4—патрубок подвода горючего; 5—трубка подвода горючего для внутреннего охлаждения;
 6—трубка подвода окислителя; 7, 8, 9, 10—пояса внутреннего охлаждения.

Цилиндрические камеры обладают большим преимуществом, обеспечивая параллельное движение струек газа. Наилучшие результаты дает сочетание цилиндрической камеры с плоской головкой, когда диаметр камеры равен диаметру головки. Поперечные размеры такой камеры определяются условиями смесеобразования. Между площадью головки и площадью критического сечения можно установить зависимость из условия равенства расхода вещества

$$G_{\Sigma} = q_{\Gamma} F_{\Gamma} = \frac{p_{\kappa} F_{\kappa p}}{\sqrt{RT_{\kappa}}} \lambda$$

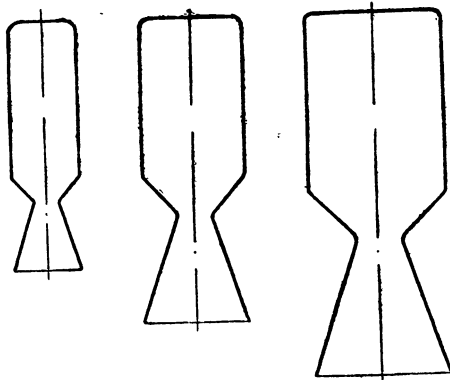
или

$$\frac{F_{\Gamma}}{F_{\kappa p}} = \bar{f}_{\kappa} = \frac{p_{\kappa}}{q_{\Gamma} \sqrt{RT_{\kappa}}} \lambda. \quad (4.7)$$

Здесь отношение $\bar{f}_{\kappa} = \frac{F_{\Gamma}}{F_{\kappa p}} = \frac{F_{\kappa}}{F_{\kappa p}}$ называется относительной площадью головки (камеры). Для азотнокислотных и кислородных двигателей с $q_{\Gamma} = 20 - 25 \text{ г/см}^2\text{сек}$ величина \bar{f}_{κ} лежит в пределах 5—6. Чем больше допустимая величина расходонапряженности q_{Γ} , тем меньше величина \bar{f}_{κ} .

Как указывалось, объем камеры определяется по величине времени пребывания газов в камере или по значению приведенной длины. В понятие длины обычно включают длину цилиндрической камеры и иногда докритический участок сопла.

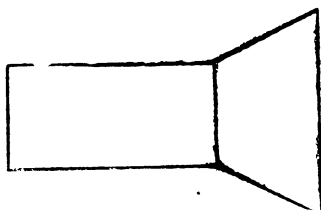
На фиг. 4.22 схематично показано, как изменяется конфигурация камеры и сопла по мере увеличения тяги при постоянном давлении в камере. Расходонапряженность головки и степень расширения в сопле приняты постоянными. По мере увеличения тяги длина двигателя увеличивается в основном за счет увеличения размеров сопла. Длина цилиндрического участка камеры сгорания меняется мало.



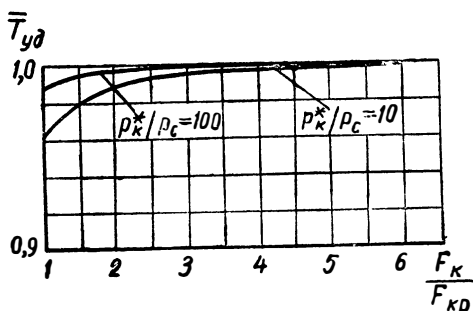
Фиг. 4.22. Изменение конфигурации двигателя при увеличении тяги.

По сравнению с цилиндрической камерой, конические (фиг. 4.20, в) обладают меньшей удельной тягой. Причина этого лежит, главным образом, в повышенном тепловом сопротивлении такой камеры и отчасти в ухудшении сгорания в связи с непараллельностью течения струек газа. Кроме того, при равной длине с цилиндрической камерой сгорания коническая имеет меньший объем.

Вопрос о тепловом сопротивлении камеры тесно связан с выбором ее поперечных размеров, особенно при форсировании за счет увеличения размеров критического сечения при том же размере цилиндрической части. В предельно форсированном варианте диаметр камеры сгорания равен диаметру критического сечения сопла (фиг. 4.23). Камера сгорания такого типа в литературе иначе называется «полутепловым соплом». Она отличается от других камер тем, что в конце цилиндрической части скорость газа становится равной скорости звука. Такие камеры могут иметь преимущество в отношении веса, однако они имеют меньшую удельную тягу и меньшую абсолютную тягу при одинаковом давлении в камере.



Фиг. 4.23. Полутепловое сопло.



Фиг. 4.24. Влияние теплового сопротивления камеры сгорания на удельную тягу.

В таких камерах сложнее организовать процессы смесеобразования и сгорания.

На фиг. 4.24 показана зависимость удельной тяги двигателя от относительного сечения камеры $\bar{f}_k = \frac{F_k}{F_{кр}}$, полученная расчетом

в предположении, что уменьшение удельной тяги с падением $\frac{F_k}{F_{кр}}$ вызвано лишь ростом теплового сопротивления камеры сгорания.

В действительности при уменьшении \bar{f}_k из-за ухудшения процессов смесеобразования и сгорания могут иметь место более высокие потери в удельной тяге, чем это следует из фиг. 4.24.

Глава V

ТЕЧЕНИЕ ГАЗА В СОПЛЕ

§ 5.1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ПРОЦЕССА ИСТЕЧЕНИЯ В ЖРД

Преобразование тепловой энергии (теплосодержания) газа в кинетическую энергию осуществляется в сопле, в выходном сечении которого у современных двигателей достигаются скорости истечения 2200 — 2500 м/сек, что соответствует значению числа $M = 2,5 - 3,5$.

Процесс расширения газа в сопле сопровождается изменением температуры и, вследствие этого, изменением состава газа и его теплоемкости; кроме того, сопло охлаждается, что связано с отнятием тепла от газов; наконец, реальный газ обладает вязкостью. В силу этих обстоятельств процесс течения газов в сопле существенно отличается от идеального термодинамического процесса. Состав газа в различных точках поперечного сечения струи различен, так как головка не обеспечивает одинакового соотношения компонентов по сечению. Это приводит дополнительно к неполному выделению химической энергии в камере, вследствие чего процесс сгорания продолжается в сопле. При применении внутреннего охлаждения сопла путем обогащения топливом зон около стенок, неравномерность состава газов будет больше и не успеет полностью выравняться за время течения газа в сопле. Различие в составе газа по сечению означает различие в температуре и скорости в отдельных элементарных струйках и вызывает дополнительные потери при их смешении.

В результате догорания в сопле степень выделения химической энергии в двигателе в целом несколько увеличится, что отразится на величине удельной тяги. Чем позже по длине сопла выделяется тепло, тем меньше его полезный эффект вследствие уменьшения степени расширения газа по мере его движения вдоль сопла. Поэтому догорание в сопле не может компенсировать потери неполноты сгорания в камере. У двигателей с совершенным смесеобразованием дополнительные потери на неполное сгорание в камере могут практически отсутствовать. В этом случае возможным источником потерь, кроме вязкости, будут потери, связанные с внутренним охлаждением.

Газ на входе в сопло и на значительном его участке пребывает в диссоциированном состоянии, причем относительная доля диссоциированных молекул велика. Между величиной температуры и степенью диссоциации существует связь, определяемая уравнениями химического равновесия. Расчеты показывают, что для сопел ЖРД время установления равновесия между температурой и составом газа мало и меньше, чем время пребывания газа в соплах. Уменьшение температуры газа при его расширении в сопле означает смещение равновесия в сторону меньших степеней диссоциации. При этом происходит рекомбинация молекул. Этот процесс означает изменение состава, т. е. свойств газа; изменяются теплоемкость, газовая постоянная и другие величины. При неравновесном расширении изменение теплоемкости отстает от изменения температуры. Поэтому газ будет иметь при данной температуре большую теплоемкость, большее теплосодержание и, следовательно, меньшую скорость, чем в случае равновесного расширения.

С термодинамической точки зрения есть принципиальное различие между внешним подводом тепла к газу, например, за счет догорания, трения, внешнего теплоподвода, и подводом тепла за счет рекомбинации молекул. Внешний теплоподвод — это процесс необратимый, сопровождающийся увеличением энтропии, в то время как диссоциация и последующая рекомбинация молекул являются обратимыми процессами, при которых, если они идут равновесно, энтропия газа остается постоянной. В настоящее время доказано, что процессы в сопле, если оно не слишком короткое, протекают практически равновесно, поэтому фактор рекомбинации учитывается только при определении состава продуктов сгорания.

Процесс течения газа в сопле сопровождается трением, которое имеет место как в ядре струи, так и в слоях, расположенных вдоль стенки. Работа трения превращается в тепло, которое в основном идет на нагревание газа, поэтому конечное теплосодержание увеличивается, а скорость истечения и число M уменьшаются. Наибольшую величину силы трения имеют в пограничном слое у стенок сопла, где градиент скоростей наибольший. Точное определение сил трения в сопле представляет большие трудности, поэтому их влияние на конечный результат оценивают опытными коэффициентами.

Течение газа сопровождается теплообменом между пограничным слоем и стенками сопла, при этом часть тепла газов отводится в охлаждающую среду и является потерей, однако доля этих потерь мала. При внешнем проточном охлаждении это тепло идет на нагревание компонента, выполняющего роль охладителя, и, таким образом, возвращается в камеру.

Течение газа в сопле не стационарно, так как даже на расчетном установившемся режиме возможны колебания давления в камере. В отдельных случаях амплитуда этих колебаний велика. Течение не одномерно, так как струйки газа на выходе из сопла, как правило, не параллельны оси. Учет всех реальных условий расширения газа теоретическим путем сложен. С достаточной точностью расчет сопла ведется в предположении:

а) однородности состава продуктов сгорания и равномерности поля скоростей по сечению струи;
 б) установившегося, стационарного движения;
 в) одномерности движения;
 г) отсутствия трения и теплообмена с окружающей средой.
 Последнее допущение при условии равновесности процесса может быть заменено условием постоянства энтропии или изоэнтропичности течения:

$$dS = \frac{dQ + dQ_{\text{тр}}}{T} = 0, \quad (5.1)$$

где dQ — количество тепла, отводимое в стенки;
 $dQ_{\text{тр}}$ — количество тепла, подведенное за счет трения.

Скорость истечения, вычисленная в этих предположениях по параметрам газа в камере, известным из теплового расчета, является теоретической скоростью w_r . Для определения действительной скорости w_c вводятся поправки, учитывающие потери в сопле:

$$w_c = \varphi_c w_r.$$

§ 5.2. СИСТЕМА УРАВНЕНИЙ ДЛЯ ТЕЧЕНИЯ ГАЗА В СОПЛЕ

Необходимо уметь определять состав газа и его термодинамические параметры в выходном и любом другом (после критического) сечениях сопла по известному составу газа, его давлению и температуре в начальном сечении. Для этого используются: уравнение сохранения энергии, уравнение неразрывности, уравнение процесса и уравнение состояния; если необходимо также считаться с изменением состава газа вдоль сопла, тогда дополнительно следует привлечь уравнения химического равновесия.

I. Уравнение сохранения энергии

Если в общем случае обозначить через Q внешний теплоподвод на участке сопла $k-1$, но без учета тепла трения, то можно считать, что полная энергия движущегося газа в двух любых сечениях сопла (фиг. 5.1) будет отличаться на величину подведенного тепла:

$$I_k + A \frac{w_k^2}{2g} + Q = I_1 + A \frac{w_1^2}{2g}, \quad (5.2)$$

где I_k , I_1 — теплосодержание газа в начальном (k) и произвольном (1) сечениях.

Напомним, что уравнение (5.2) справедливо и для течения с трением. В этом случае тепло, подводимое к газу, эквивалентно работе, совершаемой газом против сил трения, поэтому в левую часть следовало бы добавить сумму $Q_{\text{тр}} - A L_{\text{тр}}$, которая равна нулю. Несмотря на одинаковое внешнее написание уравнения (5.2), соотношение между членами I_1 и $A \frac{w_1^2}{2g}$ будет в этом случае уже иное.

Наибольший интерес представляет течение без теплообмена, когда полная энергия движущегося газа остается постоянной и равной теплосодержанию I_k^* заторможенного потока:

$$I_k + A \frac{\omega_k^2}{2g} = I_k^* = I_1 + A \frac{\omega_1^2}{2g} \quad (5.2')$$

или

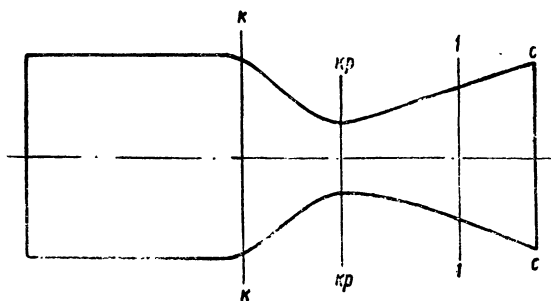
$$\frac{k}{k-1} RT_k + \frac{\omega_k^2}{2g} = \frac{k}{k-1} RT_1 + \frac{\omega_1^2}{2g} = \frac{k}{k-1} RT_k^*; \quad (5.2'')$$

здесь T_k^* — температура адиабатически заторможенного потока, равная

$$T_k^* = T_1 + \frac{k-1}{k} \frac{\omega_1^2}{2gR} = T_1 \left(1 + \frac{k-1}{2} M_1^2 \right); \quad (5.3)$$

число M_1 потока вычислено для сечения 1 и равно

$$M_1 = \frac{\omega_1}{\sqrt{k g R T_1}}. \quad (5.4)$$



Фиг. 5.1. Схема сопла.

2. Уравнение неразрывности

Расход газа на установившемся режиме через начальное и конечное сечения одинаков, поэтому

$$F \omega_1 = \text{пост.} \quad (5.4')$$

3. Уравнение состояния

Для идеального газа справедливо уравнение:

$$p v = R T. \quad (5.5)$$

Реальные газы тем точнее следуют этому уравнению, чем дальше они от состояния насыщения. Для продуктов сгорания в ЖРД это уравнение соблюдается с большой точностью. Исключе-

ние составляют случаи, когда в составе продуктов сгорания находятся окислы металлов, которые могут конденсироваться в процессе расширения.

4. Уравнение процесса

Если при течении газа без теплообмена с окружающей средой силы трения отсутствуют или их действием можно пренебречь, то течение будет изэнтропическим и уравнение (5.1) может быть заменено уравнением адиабаты в форме:

$$p v^k = \text{пост.} \quad (5.6)$$

или в другом виде. В частности, полное давление заторможенного потока p^* может быть определено из уравнения

$$p^* = p_1 \left(\frac{T^*}{T_1} \right)^{\frac{k}{k-1}} = p_1 \left[1 + \frac{k-1}{2} M_1^2 \right]^{\frac{k}{k-1}}.$$

При реальном течении с трением, когда $dS > 0$, уравнение (5.6) не будет справедливо. В этом случае, ввиду малости величины работы трения, удобно сохранить вид этой зависимости, приняв полнотропический закон изменения состояния

$$p v^n = \text{пост.}$$

Показатели k и n не остаются постоянными, а меняются вдоль сопла, так как меняются состав газа и его температура, а следовательно, и теплоемкость газа. Показатель n может быть определен, если известны температура и состав газов, величина работы трения и закон подвода тепла к газу.

§ 5.3. СКОРОСТЬ И РАСХОД ГАЗА ЧЕРЕЗ СОПЛО

Рассмотрим соотношения для изэнтропического течения в сопле.

а) Скорость.

Текущее значение скорости w_1 определяется из уравнения сохранения энергий (5.2''):

$$\begin{aligned} w_1 &= \sqrt{2g \frac{k}{k-1} R T_{к*} \left(1 - \frac{T_1}{T_{к*}} \right)} = \\ &= \sqrt{2g \frac{k}{k-1} R T_{к*} \left[1 - \left(\frac{p_1}{p_{к*}} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}. \end{aligned} \quad (5.7)$$

Число M_1 потока в текущем сечении сопла может быть определено из уравнения (5.3):

$$M_1 = \sqrt{\frac{2}{k-1} \left(\frac{T_{к*}}{T_1} - 1 \right)} = \sqrt{\frac{2}{k-1} \left[\left(\frac{p_{к*}}{p_1} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]}.$$

При увеличении скорости температура газа T_1 и давление p_1 уменьшаются; соответственно изменению температуры уменьшается местная скорость звука. В критическом сечении скорость газа будет равна его местной скорости звука.

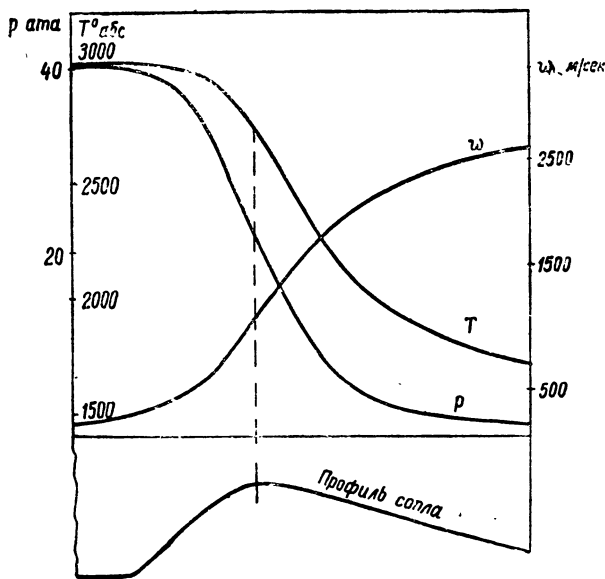
Термодинамические параметры и скорость газа в критическом сечении будут:

$$T_{кр} = T_{к*} \frac{2}{k+1}; \quad p_{кр} = p_{к*} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k}{k-1}}; \quad (5.8)$$

$$\tau'_{кр} = \tau_{к*} \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{1}{k-1}}; \quad \omega_{кр} = a = \sqrt{kgRT_{кр}} =$$

$$= \sqrt{2g \frac{k}{k+1} RT_{к*}}.$$

На фиг. 5.2 показаны профиль сверхзвукового сопла и изменение величин T , p , ω по его длине.



Фиг. 5.2. Изменение параметров газа вдоль сопла.

б) Расход газа.

При сверхзвуковом течении расход газа наиболее удобно выражать через параметры в критическом сечении:

$$G = F_{кр} \omega_{кр} \gamma_{кр}.$$

Для изэнтропического течения $w_{кр}$ и $\gamma_{кр}$ определяются из (5.8), поэтому расход газа

$$G = F_{кр} \sqrt{2g \frac{k}{k+1} RT_{к*} \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{1}{k-1}} \gamma_{к*}}.$$

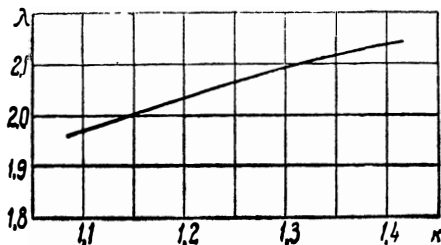
Обозначим

$$\lambda = \sqrt{kg \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}}},$$

тогда

$$G = \frac{F_{кр} p_{к*}}{\sqrt{RT_{к*}}} \lambda. \quad (5.9)$$

Значения λ в зависимости от величины k приведены на графике фиг. 5.3. С ростом k величина λ несколько увеличивается, среднее значение $\lambda \approx 2,0$.



Фиг. 5.3. Зависимость λ от k .

Плотностью тока называется секундный расход газа через 1 м^2 сечения:

$$\frac{G}{F} = \gamma w \left[\frac{\kappa z}{\text{сек м}^2} \right].$$

Вдоль сверхзвукового сопла меняются плотность γ и скорость w газа. Так как первая величина уменьшается, а вторая растет, то произведение γw имеет максимальное значение. Для изэнтропического течения имеем:

$$\gamma w = \gamma_{к*} \sqrt{2g \frac{k}{k-1} RT_{к*} \left[\left(\frac{p}{p_{к*}}\right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p}{p_{к*}}\right)^{\frac{k+1}{k}} \right]}.$$

Правая часть обращается в нуль при двух значениях давления: когда $p = 0$ и когда $p = p_{к*}$. Максимальное значение $\frac{G}{F}$ достигается при

$\frac{p}{p_{к*}} = \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k}{k-1}}$, т. е. в критическом сечении.

§ 5.4. ОСОБЕННОСТИ СВЕРХЗВУКОВОГО ТЕЧЕНИЯ В СОПЛЕ

При безотрывном течении закон изменения скорости и отношения давлений вдоль сопла определяется только его профилем.

Основной геометрической характеристикой сопла является отношение площадей $\bar{f}_c = \frac{F_c}{F_{кр}}$, которое иначе называется степенью расширения сопла. Каждому значению степени расширения сопла соответствует свое определенное значение отношения давлений и скорости истечения из сопла, которые не зависят от абсолютных величин давления до и после сопла, если их отношение лежит в определенных пределах.

Связь между степенью расширения сопла и скоростью течения или числом M_c для изэнтропического течения может быть определена следующим образом: так как

$$\begin{aligned} \frac{F_c}{F_{кр}} &= \frac{\gamma_{кр}}{\gamma_c} \frac{w_{кр}}{w_c}; \\ \frac{\gamma_{кр}}{\gamma_c} &= \left(\frac{T_{кр}}{T_c} \right)^{\frac{1}{k-1}}, \\ \frac{w_{кр}}{w_c} &= \frac{1}{M_c} \sqrt{\frac{T_{кр}}{T_c}}, \end{aligned}$$

то

$$\frac{F_c}{F_{кр}} = \left(\frac{T_{кр}}{T_c} \right)^{\frac{1}{k-1}} \frac{1}{M_c} \sqrt{\frac{T_{кр}}{T_c}} = \frac{1}{M_c} \sqrt{\left(\frac{T_{кр}}{T_c} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}}.$$

Имея в виду (5.3) и (5.8), получим:

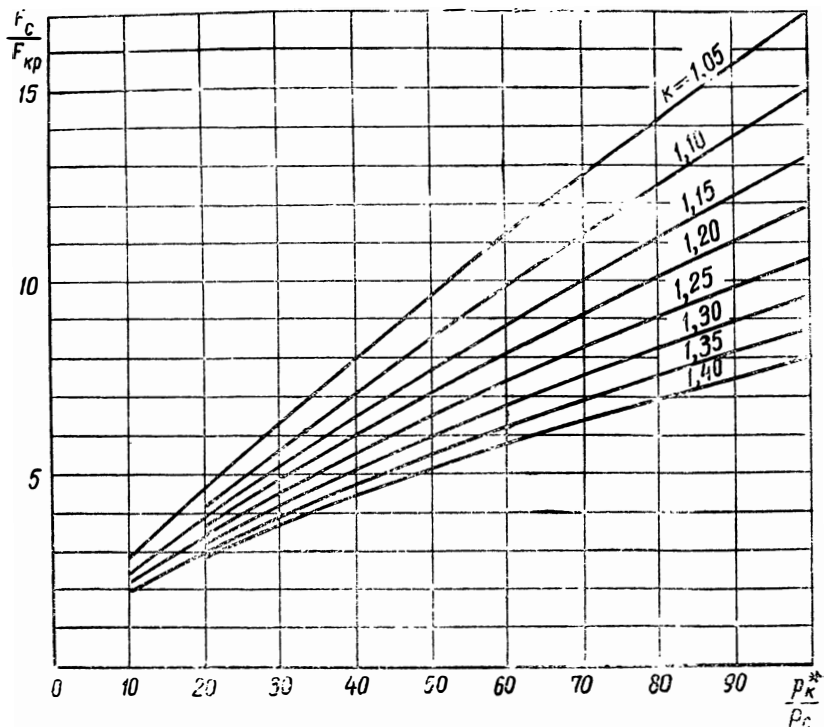
$$\bar{f}_c = \frac{F_c}{F_{кр}} = \frac{1}{M_c} \sqrt{\left[\frac{1 + \frac{k-1}{2} M_c^2}{1 + \frac{k-1}{2}} \right]^{\frac{k+1}{k-1}}}. \quad (5.10)$$

Аналогичным путем можно установить связь между отношением площадей и перепадом давлений в сопле:

$$\bar{f}_c = \frac{F_c}{F_{кр}} = \frac{\sqrt{\left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{k-1}}}}{\sqrt{\frac{2}{k-1} \left[\left(\frac{p_c}{p_{к*}} \right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p_c}{p_{к*}} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right]}}}. \quad (5.11)$$

Так, например, для получения числа $M_c = 3$ при изэнтропическом течении и для $k = 1,1$ необходимо иметь сопло, рассчитан-

ное на перепад $p_{к}^* \approx 59$. Степень расширения такого сопла равна 10 (фиг. 5.4).



Фиг. 5.4. Зависимость степени расширения сопла $\frac{F_c}{F_{кр}}$ от перепада давления $\frac{p_{к}^*}{p_c}$.

Давление в струе, вытекающей из сопла (сечение c), будет зависеть от полного давления $p_{к}^*$ в начале сопла, числа M_c в конце сопла и свойств газа (k):

$$p_c = \frac{p_{к}^*}{\left[1 + \frac{k-1}{2} M_c^2 \right]^{\frac{k}{k-1}}}. \quad (5.12)$$

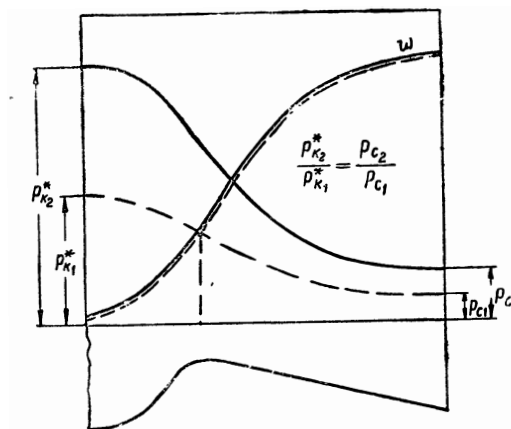
В общем случае давление p_c не равно давлению окружающей среды p_h .

Обычно сопло рассчитывается и профилируется так, чтобы удовлетворить условию $p_c = p_h$ на одном выбранном расчетном

режиме; этому случаю соответствует наибольшая удельная тяга. На практике сопла как у однорежимных, так тем более у регулируемых двигателей работают на перерасчетных режимах, когда $p_c \neq p_h$. Важно установить, в какой степени для них справедливы соотношения (5.7), (5.11) и (5.12).

Возможны два случая работы сопла на нерасчетном режиме: с избытком давления на срезе сопла, когда $p_c > p_h$, и течение с перерасширением, когда $p_c < p_h$.

Если давление p_h окружающей среды меньше, чем давление p_c на срезе, что осуществляется, когда давление на входе в сопло выше расчетного значения, то, как показывает опыт, течение внутри сопла не нарушается,



Фиг. 5.5. Изменение параметров газа вдоль сопла при разных давлениях в камере.

так как пониженное давление среды не может распространиться навстречу сверхзвуковому потоку. В этом случае сохраняется пропорциональность между давлением в камере и давлением на срезе сопла, т. е. $\pi_k = \frac{p_{K2}^*}{p_c} = \text{пост}$. При увеличе-

нии давления в камере разность давлений ($p_c - p_h$) соответственно возрастает (фиг. 5.5); скорость истечения при этом не изменяется и определяется формулой (5.7). Выравнивание давлений в струе и в атмосфере, со-

провождающееся увеличением скорости потока и последующим торможением, будет происходить уже за соплом в сложной системе скачков уплотнения.

Рассмотрим работу сопла в условиях, когда давление в камере уменьшается (режим дросселирования) при постоянном давлении окружающей среды. В соответствии с (5.11) произойдет пропорциональное уменьшение давления во всех сечениях сопла, в том числе и в выходном сечении, где оно может стать теперь меньше атмосферного. Аналогичное явление можно получить, если при постоянном давлении в камере постепенно увеличивать давление внешней среды, т. е. уменьшать высоту работы двигателя, имеющего сопло, рассчитанное на большую высоту.

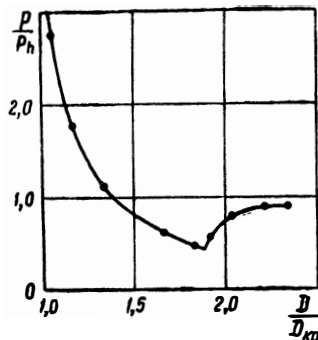
Предельно-возможное понижение давления в струе $\left(\frac{p_c}{p_h}\right)_{\text{гред}}$, при котором еще не происходит изменение течения в сопле, а скорость газа в выходном сечении сохраняет свое расчетное для перепада

$\frac{p_c}{p_h}$ значение, зависит от степени расширения сопла и его формы.
 В среднем для чисел $M \approx 3$ в соплах с небольшими углами раствора выходной части это отношение

$$\left(\frac{p_c}{p_h} \right)_{\text{сред}} \approx 0,3 \div 0,5.$$

При уменьшении числа M_c и увеличении угла конусности это отношение стремится к 1,0.

Начиная с определенного соотношения между давлением p_c и давлением $p_h > p_c$ среды на выходе из сопла, скачок уплотнения при дальнейшем понижении давления в камере будет перемещаться внутрь сопла. Появление скачка или системы скачков внутри сопла приводит к отрыву газа от стенок; при этом давление газа на стенке за местом отрыва повышается практически до внешнего атмосферного давления (фиг. 5.6).



Фиг. 5.6. Изменение относительного давления $\frac{p}{p_h}$ вдоль сопла при наличии отрыва потока газа от стенок.

§ 5.5. РАСЧЕТ ИЗОЭНТРОПИЧЕСКОГО ТЕЧЕНИЯ

Задача расчета — получение проходных сечений и параметров газа в выходном сечении сопла, в том числе скорости истечения.

Расчет сопла обычно проводится для изоэнтропического течения, т. е. без теплообмена и без потерь, так как роль их, как уже указывалось, мала. В случае необходимости, реальные условия течения и их влияние на скорость и расход газа могут быть учтены дополнительно с помощью опытных коэффициентов.

Для решения задачи необходимо произвести определение энтропии для продуктов сгорания в камере и в выбранном (выходном) сечении сопла и сравнить их между собой. Определение равновесного состава газов в камере и сопле производится с использованием уравнений химического равновесия по методике, изложенной в гл. III. При этом необходимо иметь в виду, что в конце расширения из-за понижения температуры количество диссоциированных молекул уменьшается, поэтому число подлежащих определению неизвестных будет меньше, чем при определении состава продуктов сгорания в камере.

Значения энтропии S_i , кал/моль °С компонентов смеси берутся из таблиц (см. приложение), где они даются при давлении 1 ата.

Значение энтропии $S_{i,p}$ при другом давлении может быть определено из соотношения:

$$S_{i,p} = S_i - 1.986 \ln p_i; \quad (5.13)$$

здесь p_i — атм — парциальное давление газа в смеси.

Удельное значение энтропии смеси, отнесенное к 1 кг, будет:

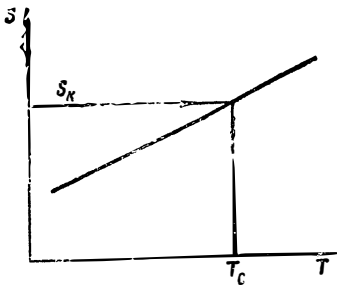
$$S_{см,p} = \frac{\sum_1^i \frac{p_i}{p_{см}} [S_i - 1.986 \ln p_i]}{\mu_{см}}; \quad (5.14)$$

здесь $p_{см}$ — давление смеси;

$\mu_{см}$ — кажущийся молекулярный вес смеси газов.

При пользовании этим методом целесообразно придерживаться следующей последовательности вычислений.

Для условий в камере p_k^* , T_z^* известна энтальпия I_k^* и определяется энтропия S_k продуктов сгорания. Для исследуемого и, в частности, выходного сечения, где давление известно, выбирается несколько значений температур и для каждого ее значения определяются состав газов, молекулярный вес смеси и энтропия; строится зависимость $S = f(T)$ (фиг. 5.7). По известной величине S_k



находится фактическая температура в нужном сечении. Для найденного значения температуры определяются состав газов и энтальпия смеси I_c в выходном сечении:

$$I_c = \frac{1}{p_c \mu_{см}} \sum_1^n I_i \mu_i p_i, \quad (5.15)$$

Фиг. 5.7. К определению температуры газа в выходном сечении сопла.

написанных для двух сечений в камере и в выходном сечении сопла:

Определяется идеальная скорость истечения (так как расчет ведется без учета потерь) с помощью уравнений сохранения энергии,

$$I_k^* = I_c + A \frac{\omega_{ид}^2}{2g};$$

$$\omega_{ид} = \sqrt{\frac{2g}{A} (I_k^* - I_c)} = 91,53 \sqrt{I_k^* - I_c}^*. \quad (5.16)$$

* Здесь определяется именно скорость $\omega_{ид}$, поскольку подсчитывались температура T_z^* и состав газов в камере без учета потерь (в частности, без учета неполноты сгорания); величина I_k^* соответствует этим условиям; в этом случае согласно (3.43) $I_k^* = I_0$.

Площадь выходного сечения сопла:

$$F_c = \frac{G}{\gamma_c \omega_c}; \quad (5.17)$$

здесь

$$\gamma_c = \frac{p_c}{T_c \frac{848}{\mu_{см}}}$$

Для определения сечения в произвольном месте по длине сопла необходимо знание p и T вдоль сопла. Точное определение этих величин возможно по изложенной выше методике. Задача облегчается, если заменить действительный процесс расширения газов в сопле адиабатой, имеющей средний постоянный показатель, хотя решение в этом случае получается приближенным. Для этой цели можно воспользоваться известным уравнением для определения k :

$$\frac{k}{k-1} = \frac{\lg p_c - \lg p_k^*}{\lg T_c - \lg T_z^*}. \quad (5.18)$$

§ 5.6. РАСЧЕТ СОПЛА ПО I - S -ДИАГРАММЕ

При пользовании I - S -диаграммой для диссоциированных продуктов сгорания объем расчетов значительно сокращается. Однако необходимо иметь заранее подготовленную диаграмму для данной горючей смеси. Это предполагает проведение серии предварительных расчетов, целесообразность которых может быть оправдана лишь для стандартных горючих смесей. Одна из таких диаграмм приведена в приложении; на этих диаграммах наносят изобары, изохоры, изотермы и другие кривые. Максимальное значение энтальпии ограничено ее значением для тех исходных веществ I_0 , для которых составлена диаграмма, и определяется формулой (3.46).

Если давление в камере p_k^* известно (фиг.5.8), то исходная точка k , соответствующая состоянию продуктов сгорания в камере при $\omega_k = 0$ в предположении полного сгорания и отсутствия потерь тепла, определяется пересечением линии $p_k^* = \text{пост}$ и $I_0 = \text{пост}$. В точке k с помощью диаграммы можно определить температуру газов и удельный объем. Линия $k-c$ будет графическим изображением процесса изоэнтропического течения; точка c находится на изобаре $p_c = \text{пост}$, соответствующей давлению на срезе сопла. В точке c можно определить параметры I_c , T_c , v_c .

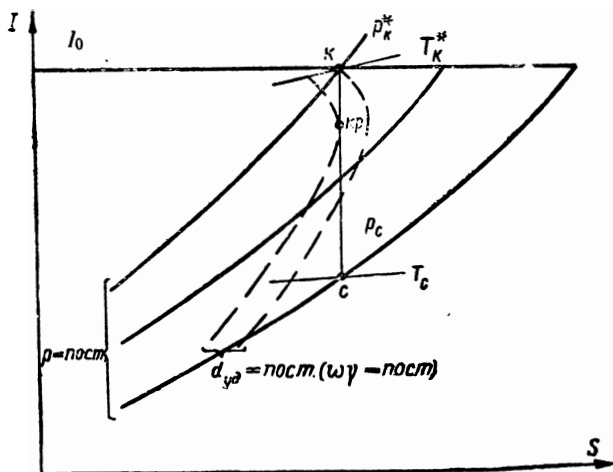
Скорость истечения определяется из уравнения (5.16) или снимается с I - S -диаграммы.

Проходные сечения на выходе из сопла и по его длине определяются из уравнения расхода или с помощью построения вспомогательных линий постоянной удельной плотности тока $\gamma\omega$ или

постоянного удельного диаметра $d_{y1} = \frac{D}{\sqrt{G_z}}$ (кривые Фанно), где

$$d_{y1} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \frac{F}{G_z}} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \frac{1}{\gamma \omega}}. \quad (5.19)$$

Пользуясь линиями $\gamma \omega = \text{пост}$ или $d_{y1} = \text{пост}$, можно определить также критическое сечение сопла — точка kp — и параметры состояния газа в нем. В критическом сечении плотность тока $\omega \gamma$ достигает максимального значения, а d_{y1} — минимального; поэтому кривые $d_{y1} = \text{пост}$ будут касаться изоэнтропы $k-c$ в точке kp (фиг. 5.8).



Фиг. 5.8. К использованию $I-S$ -диаграммы.

§ 5.7. РЕАЛЬНОЕ ТЕЧЕНИЕ ГАЗА

При реальном течении газов в сопле, из-за неизбежных гидравлических и тепловых потерь, полное давление в выходном сечении будет несколько меньше, чем давление торможения в камере. Если неполноту горения в камере учесть отдельно, то тепловые потери в сопле (неравновесность истечения и теплоотдача в стенки) будут оказывать на величину скорости по сравнению с гидравлическими потерями относительно меньшее влияние.

Характерной особенностью течения с трением является уменьшение скорости во всех сечениях сопла, в том числе в критическом сечении. Это качественно может быть пояснено графиком на фиг. 5.9, где показано изменение скорости газа (линии ω) и скорости звука a вдоль сопла для течения с трением (пунктирные линии) и без него. Увеличение скорости звука объясняется ростом температуры в соответствующих сечениях сопла.

Действительная скорость истечения определяется формулой

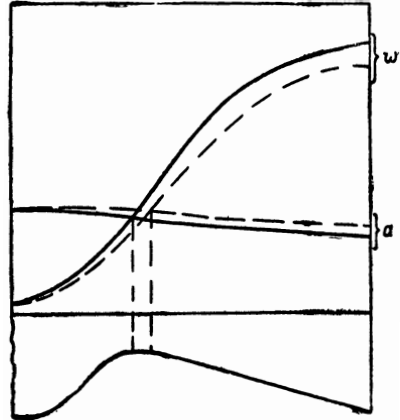
$$\omega_c = \varphi_c \varphi_k \omega_{ид} = \varphi_c \omega_T.$$

Гидравлические потери, учитываемые коэффициентом потерь φ_c в сопле, складываются из потерь на трение, потерь на радиальную составляющую скорости в выходном сечении сопла, так как она не принимает участия в образовании тяги, а также потерь на удар в переходной и сверхзвуковой частях сопла, если течение сопровождается местными скачками уплотнения или отрывом газа от стенок.

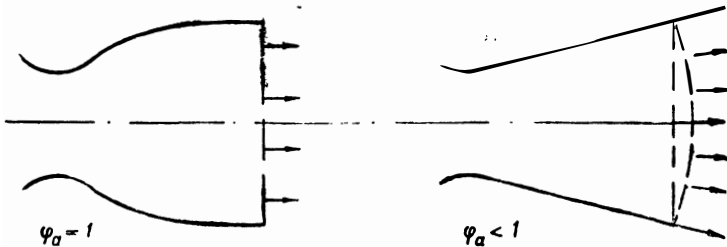
Для анализа влияния этих трех видов потерь коэффициент можно представить в виде произведения:

$$\varphi_c = \varphi_{тр} \varphi_a \varphi_{уд}.$$

Потери на трение при прочих равных условиях пропорциональны длине сопла, увеличиваясь при уменьшении угла конусности в закритической части и при увеличении степени расширения. В среднем можно считать, что для конических сопел при степени расширения сопла 6—7 и не очень длинном сопле (угол $\alpha_2 = 20 \div 25^\circ$) $\varphi_{тр} = 0,97 \div 0,98$.



Фиг. 5.9. Влияние трения на критическую скорость.



Фиг. 5.10. К определению потерь на радиальную составляющую выходной скорости.

В идеальном случае при осевом течении на срезе сопла потери в величине удельной тяги из-за неоднородности течения равны нулю и $\varphi_a = 1$ (фиг. 5.10). В реальном осесимметричном сопле векторы скорости всех элементарных струек, кроме центральной, наклонены к оси под некоторым углом, зависящим от угла раствора сопла и от удаления струи от оси.

Теоретически влияние угла конуса можно оценить, если при одинаковом расходе сравнивать количество движения потока газа у сопел с осевым течением и с течением в коническом сопле с углом α_2 . В этом случае

$$\varphi_a = \frac{T_{y1 \alpha_2}}{T_{y1 \alpha_2=0}} = \frac{1}{2} \left(1 + \cos \frac{\alpha_2}{2} \right). \quad (5.20)$$

Значения φ_a для различных углов конусности приведены в табл. 5.1.

Таблица 5.1

α_2	0	8	12	16	20	24	28	32	36	40
φ_a	1,000	0,9988	0,972	0,9951	0,9924	0,9890	0,9851	0,9806	0,9755	0,9698

Третий вид потерь зависит от очертаний сопла. Опыт показывает, что изменение формы докритической части практически не оказывает влияния на удельную тягу. Основное значение имеет плавность очертаний сопла в области критического сечения и в закритической части. При очень малом радиусе закругления в области критического сечения, наличии сварных швов, заусенцев и т. д. возможен отрыв потока от стенки за счет больших сил инерции при обтекании криволинейного профиля, а также образование местных скачков уплотнения. При увеличении радиуса закругления потери уменьшаются и, начиная с некоторой величины радиуса, становятся практически равными нулю.

Действительный расход через сопло с заданным критическим сечением отличается от теоретического, определенного по параметрам в камере. Это вызвано уменьшением полного напора из-за гидравлических потерь в дозвуковой части сопла; уменьшением живого сечения струи в критическом сечении сопла из-за наличия пограничного слоя; уменьшением газовой постоянной в результате процессов рекомбинации в сопле; уменьшением удельной теплоемкости газа за счет уменьшения температуры и, соответственно, возрастанием величин k и λ ; охлаждением газа из-за теплоотдачи в стенке.

Последние три фактора вызывают увеличение расхода главным образом из-за увеличения плотности газа; наоборот, уменьшение полного напора и живого сечения струи вызывает уменьшение расхода.

Для учета влияния реальных условий течения на дозвуковом участке сопла на расход газа вводится коэффициент расхода φ_G , так что

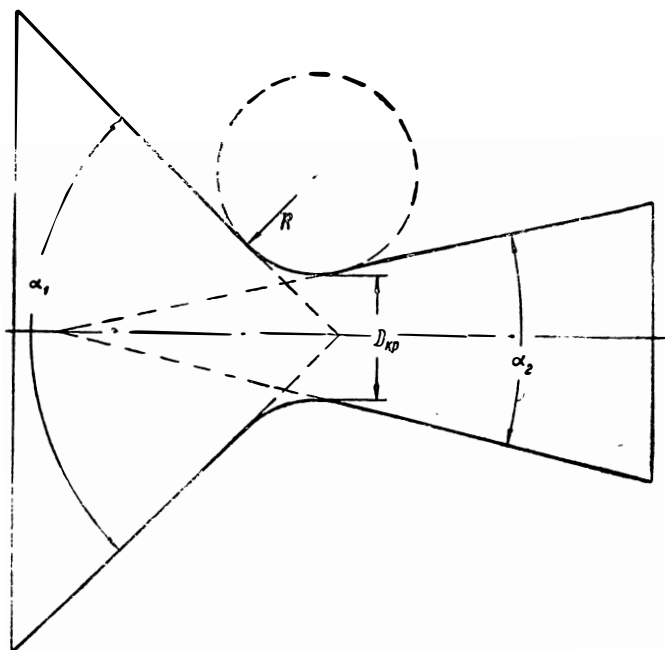
$$G_g = \varphi_G \frac{F_{кр} \rho_{кр}^*}{\sqrt{RT_{кр}^*}} \lambda. \quad (5.21)$$

В результате совместного действия всех указанных выше причин коэффициент расхода φ_G близок к единице; в настоящее время нет достоверных сведений о его величине. В дальнейшем величина φ_G принимается равной единице и в формулах опускается.

§ 5.8. ПРОФИЛИРОВАНИЕ СОПЛА

Под профилированием понимается выбор очертания сопла, при известных основных размерах $F_{кр}$ и F_c , удовлетворяющего целям проектирования. Наиболее важным является получение максимальной удельной тяги, при удовлетворении других требований: минимального веса, габаритов, охлаждения и др.

Из применяемых на практике сопел можно выделить два типа: конические и профилированные сопла.



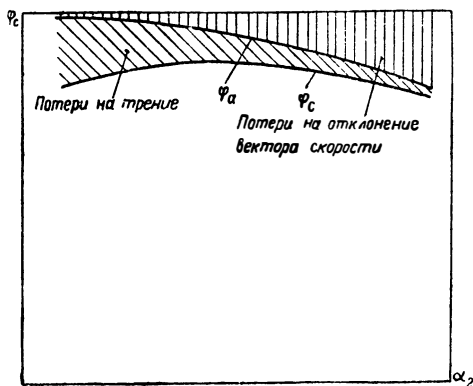
Фиг. 5.11. К профилированию конического сопла.

Коническое сопло характеризуется тремя параметрами: углами конуса в докритической и закритической частях и радиусом скругления в горловине. Его схема приведена на фиг. 5.11. При выборе размеров и очертаний входной докритической части сопла руководствуются технологическими и конструктивными соображениями, так как потери на этом участке малы; поэтому можно выбирать значения угла конуса в широком диапазоне $\alpha_1 = 60 \div 120^\circ$.

Радиус скругления в зоне горловины выбирается так, чтобы избежать срыва потока, для чего

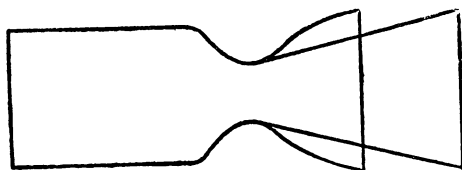
$$R \geq (0,7 \div 1,0) D_{кр}.$$

При выборе угла конусности закрывающейся части сопла α_2 необходимо учитывать, что увеличение угла всегда выгодно с точки зрения веса и охлаждения двигателя, а также уменьшения потерь на трение из-за уменьшения поверхности сопла. Недостатком сопел с большим углом конуса является увеличение потерь удельной тяги из-за непараллельности течения в выходном сечении. Противоположное влияние угла раствора α_2 на потери трения и неоднородность течения приводят к тому, что коэффициент φ_c сопла имеет максимум при некотором оптимальном угле раствора (фиг. 5.12) на расчетном режиме.



Фиг. 5.12. К определению оптимального угла α_2 .

Оптимальное сопло с наименьшими суммарными потерями имеет угол конуса $\alpha_2 = 18 \div 24^\circ$. При уменьшении степени расширения сопла оптимальное значение угла α_2 уменьшается, а значение коэффициента скорости φ_c увеличивается, так как влияние потерь на трение становится меньше.



Фиг. 5.13. Коническое и профилированное сопла.

При небольших углах α_2 сопла имеют значительную длину. Уменьшение размеров увеличением угла раствора выходной части сопла не всегда приемлемо, так как при этом повышаются потери на радиальную составляющую скорости.

Уменьшение длины сопла без увеличения потерь на радиальную составляющую возможно при применении специальных профилированных сопел, имеющих переменный угол раскрытия выходного конуса, уменьшающийся к выходному сечению (фиг. 5.13).

Для того, чтобы такое сопло не имело дополнительных газодинамических потерь, образующая его должна быть спроектирована специальным образом.

Глава VI

ХАРАКТЕРИСТИКИ ЖИДКОСТНО-РЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

§ 6.1. РАСЧЕТНЫЙ РЕЖИМ РАБОТЫ СОПЛА

В гл. V было показано, что при безотрывном течении в сверхзвуковом сопле степень расширения $\pi_k = \frac{p_k^*}{p_c}$ газа в сопле не зависит от внешнего давления среды p_h , а определяется лишь степенью расширения сопла \bar{f}_c . Поэтому при данном давлении в камере изменение степени расширения сопла (например, изменением F_c при неизменном $F_{кр}$) приводит к изменению давления p_c в выходном сечении сопла. Очевидно, что изменение \bar{f}_c приводит к одновременному изменению и скорости истечения. Режим работы сопла, при котором давление газа в выходном сечении равно внешнему давлению среды, принято называть расчетным. Режим, при котором $p_c > p_h$, называется режимом недорасширения, а режим $p_c < p_h$ — режимом перерасширения.

Увеличение степени расширения сопла приводит к увеличению скорости истечения и к уменьшению p_c ; следовательно, при этом увеличивается первый член и одновременно уменьшается второй член в формуле (1.4) тяги.

Найдем оптимальное значение выходного сечения сопла (или, что то же самое, — давление p_c), при котором тяга двигателя максимальна. Рассмотрим для этого силы, действующие на стенки сопла, пренебрегая силами трения; этими силами будут внутреннее давление газа и внешнее давление среды. На расчетном режиме характер распределения давлений будет таким, как это показано на фиг. 6.1, а. Для увеличения степени расширения сопла к нему необходимо добавить участок $\Delta l'$ (фиг. 6.1, б), к которому приложена сила ΔT_1 — равнодействующая сил внешнего и внутреннего давлений, — направленная, как это нетрудно видеть, в сторону, обратную направлению силы тяги. Поэтому тяга двигателя, а, следовательно, и его удельная тяга на режиме перерасширения будут меньше ее величины на расчетном режиме работы сопла:

$$T_{пер} = T_{расч} - \Delta T_1.$$

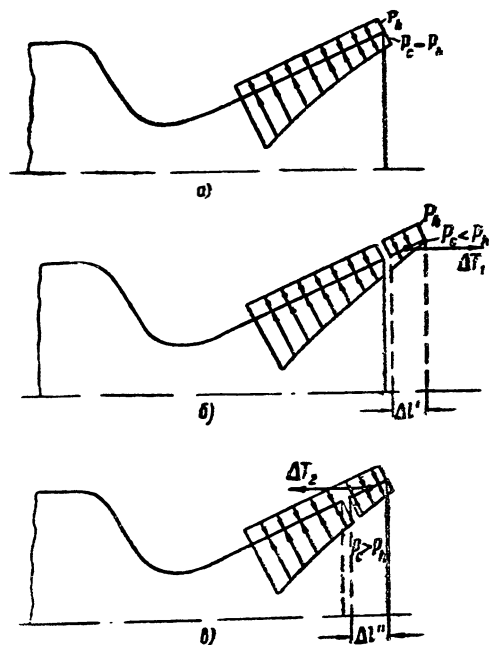
Рассмотрим теперь сопло, работающее на режиме недорасширения ($p_c > p_h$); оно короче расчетного на некоторый участок $\Delta l''$

(фиг. 6.1, в). Нетрудно видеть, что сила ΔT_2 , действующая на этот отброшенный участок, направлена в сторону тяги двигателя. Следовательно, тяга двигателя на режиме недорасширения меньше тяги на расчетном режиме работы сопла:

$$T_{\text{вед}} = T_{\text{расч}} - \Delta T_2.$$

Итак, при постоянном давлении в камере p_k^* двигатель развивает наибольшую тягу при расчетном режиме сопла, т. е. при расширении газа до внешнего давления среды ($p_c = p_h$). Тот же результат можно получить математическим путем, решая уравнение (1.4) на оптимум, т. е. определяя p_c из условия $\frac{dT}{dp_c} = 0$. Полученное усло-

вие используется при подборе сопла к двигателю. Если двигатель работает на одном режиме ($p_k^* = \text{пост}$) и на одной высоте ($p_h = \text{пост}$), то подбор сопла с точки зрения максимума тяги не вызывает трудностей: в этом случае наивыгоднейшим будет сопло со степенью расширения \bar{f}_c , обеспечивающей расширение газа от p_k до p_h . Однако при малых значениях p_h размеры сопла могут оказаться очень большими (см. фиг. 5.4). В этом случае размеры сопла выбираются меньше оптимальных с учетом габарита и веса двигателя, а также условий его охла-



Фиг. 6.1. К определению оптимального режима работы сопла.

дления. Следует иметь в виду, что при высоких значениях $\frac{p_k^*}{p_h}$ некоторое уменьшение размера выходного сечения сопла F_c (или, что то же самое, \bar{f}_c) против расчетного очень мало сказывается на величине удельной тяги. Так, например, для двигателя с давлением в камере $p_k^* = 40 \text{ ата}$ для получения расчетного режима сопла на высоте 15 км необходимая степень расширения равна $\bar{f}_c = 30$. Если выходное сечение сопла уменьшить вдвое против расчетного, то потери удельной тяги составят всего 1—2% (при работе двигателя на той же высоте); если же учесть, что при этом понизятся потери на трение, то потери в удельной тяге составят еще меньшую величину. В случае работы двигателя при

$p_{к*} = 40$ ата на земле необходимая для расчетного режима работы сопла степень расширения равна $\bar{f}_c = 6$; уменьшение выходного сечения сопла в 2 раза в этом случае дает уменьшение удельной тяги уже на 5—6%.

Если двигатель работает при переменных режимах и на разных высотах, должно быть подобрано некоторое оптимальное сопло, обеспечивающее наибольшую суммарную экономичность двигателя на всем участке полета аппарата.

Выше работа двигателя на режиме перерасширения рассматривалась без отрыва газа от стенки сопла. Однако, как было отмечено в гл. V, при сильном перерасширении газа поток отрывается от стенок сопла и давление газа у стенки за местом отрыва быстро восстанавливается до внешнего атмосферного давления. В этом случае формула тяги, полученная для безотрывного течения, перестает быть справедливой. Если принять, что давление газа восстанавливается до внешнего давления среды в сечении отрыва, то для определения тяги в формулу (1.4) необходимо подставить величины p , F

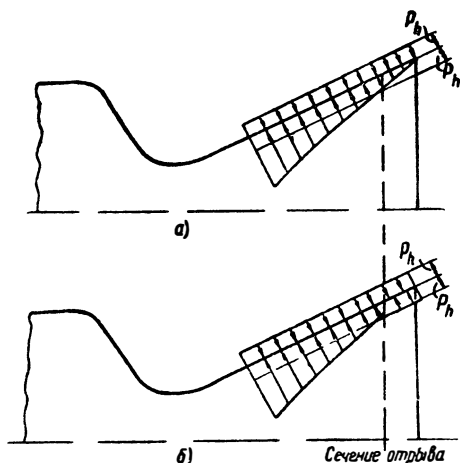
и ω в сечении отрыва. При этом $p = p_n \left(\frac{p_c}{p_n} \right)_{\text{пред}}$, а ω и F определяются подстановкой в соответствующие формулы вместо $\frac{p_c}{p_{к*}}$ отношения $\frac{p}{p_{к*}}$.

В заключение рассмотрим, как влияет отрыв газа от стенок сопла на режиме перерасширения на величину тяги двигателя. Из фиг. 6.2, на которой условно показано распределение давлений по соплу при отсутствии (6.2, а) и при наличии отрыва (6.2, б) газа на режиме перерасширения, видно, что отрыв газа от стенок сопла на этом режиме приводит к увеличению тяги по отношению к ее величине на том же режиме без отрыва*.

§ 6.2. ОБЩИЕ СВЕДЕНИЯ О ХАРАКТЕРИСТИКАХ ЖРД

Термодинамический и газодинамический расчеты двигателя производятся обычно на каком-либо определенном режиме работы,

* Сведения об отрыве газа от стенок сопла и его влияния на тягу основываются на результатах, полученных в статических условиях. На случай полета они должны быть уточнены.



Фиг. 6.2. К определению влияния отрыва потока от стенок сопла на режиме перерасширения на тягу двигателя.

на который рассчитываются все его данные, в том числе и проходные сечения сопла. В эксплуатации двигатель может работать на различных режимах при различных внешних условиях. Изменение тяги жидкостно-реактивного двигателя производится изменением расхода горючей смеси, причем наиболее часто при одновременном изменении давления газов в камере сгорания, поэтому изменение тяги двигателя обычно сопровождается одновременным изменением и его удельной тяги.

Изменение тяги и удельной тяги с изменением внешних условий связано с изменением давления за двигателем.

Для более полной оценки характеристик двигателей, имеющих турбонасосную систему питания, следовало бы рассматривать удельную тягу с учетом расхода рабочего тела на турбину. Однако, это значительно усложняет рассмотрение характеристик ЖРД и делает их несколько неопределенными, поскольку закон изменения расхода рабочего тела зависит от метода регулирования системы питания. Учитывая, что расход рабочего тела на турбину составляет небольшую долю от общего расхода рабочего тела, обычно рассматривают характеристики без учета расхода рабочего тела на турбину.

Характеристиками двигателя в общем случае называются зависимости тяги и экономичности (удельной тяги) от тех или иных факторов, определяющих внешние условия или режим работы двигателя и представляющих эксплуатационный интерес.

В ЖРД наибольший интерес представляют высотная и дроссельные характеристики. В некоторых случаях рассматривают также скоростную характеристику ЖРД, т. е. зависимость тяги двигателя от скорости полета. Следует, однако, заметить, что характер изменения донного давления зависит от формы летательного аппарата (фюзеляж самолета, корпус ракеты и т. д.), поэтому скоростная характеристика двигателя становится неопределенной без одновременного рассмотрения двигателя и летательного аппарата. Повидимому, методически более правильно относить изменение тяги, связанное с изменением скорости полета, к внешнему сопротивлению летательного аппарата.

§ 6.3. ДРОССЕЛЬНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА

Дроссельная характеристика жидкостно-реактивного двигателя представляет собой зависимость тяги и удельной тяги от давления в камере или расхода рабочего тела при постоянной высоте полета и неизменном составе смеси в случае применения двухкомпонентного рабочего тела.

Наиболее часто дроссельная характеристика строится по давлению в камере, поскольку эта величина проще измеряется. Следует иметь в виду, что для отдельной камеры сгорания расход горючей смеси и давление в камере с достаточной точностью прямо пропорциональны друг другу в широком диапазоне изменения величины p_k^* . Поэтому дроссельные характеристики по давлению в камере и по расходу рабочего тела для однокамерного ЖРД практически подобны друг другу. Для многокамерных ЖРД, работаю-

щих с выключением отдельных камер на определенных режимах, изменение расхода рабочего тела для всего двигателя не пропорционально изменению давления в камере. Поэтому в этом случае характеристика по давлению в камере представляет интерес лишь для отдельных камер. Для всего двигателя в целом, повидимому, более удобной является дроссельная характеристика по расходу рабочего тела.

Дроссельная характеристика ЖРД на земле может быть получена путем испытания его на стенде. Ее можно также получить аналитическим путем, если известны геометрические размеры сопла, параметры газа в камере, а также коэффициенты потерь в камере сгорания и в сопле (φ_k и φ_c). Дроссельная характеристика ЖРД на других высотах может быть также построена расчетным путем или получена путем пересчета данных испытания на стенде.

Рассмотрим изменение тяги двигателя при изменении давления в камере:

$$T = \frac{w_c}{g} G_{\Sigma} + F_c p_c - F_c p_h \quad (6.1)$$

Будем считать, что истечение продуктов сгорания из сопла происходит со сверхкритическим перепадом; это допущение является довольно точным для ЖРД в практическом диапазоне изменения давления в камере. Докритические перепады истечения могут иметь место лишь при $p_k^* \leq (1,7 \div 1,9) p_h$; такие режимы в ЖРД имеют место лишь при запуске и остановке двигателя. Примем также, что истечение происходит без отрыва газа от стенок

сопла. Это положение справедливо, если $\frac{p_c}{p_h} > \left(\frac{p_c}{p_h} \right)_{\text{пред}}$. Если

расчетный режим работы сопла принят при максимальном давлении в камере, то отрыв будет иметь место при $p_k^* \approx (0,2 \div 0,5) p_{k \text{ max}}$. Примем также показатель k неизменным. Рассмотрение зависимости T от p_k^* произведем при сделанных допущениях, а затем внесем необходимые поправки.

При безотрывном сверхкритическом течении газа по соплу величины w_c и F_c , входящие в формулу (6.1), постоянны, а сумма $\frac{w_c}{g} G_{\Sigma} + F_c p_c$ определяет тягу двигателя в пустоте $T_{\text{пуст}}$.

$$T_{\text{пуст}} = \frac{w_c}{g} G_{\Sigma} + F_c p_c =$$

$$= \frac{\varphi_c \varphi_k \sqrt{2gRT_z^* \frac{k}{k-1} \left[1 - \left(\frac{p_c}{p_k^*} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}}{g} \frac{p_k^* F_{k \text{ п}}}{\varphi_k \sqrt{RT_z^*}} \lambda + F_c p_c$$

или

$$T_{\text{пуст}} = p_{\kappa}^* \left[\frac{\varphi_c \sqrt{2g \frac{k}{k-1} \left[1 - \left(\frac{p_c}{p_{\kappa}^*} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]}}{g} \lambda F_{\text{кр}} + \frac{p_c}{p_{\kappa}^*} F_c \right]. \quad (6.2)$$

При сделанных допущениях величина

$$\sqrt{2g \frac{k}{k-1} \left[1 - \left(\frac{p_c}{p_{\kappa}^*} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right]} = \varphi_1(\bar{f}_c)$$

не зависит от давления в камере и определяется лишь геометрической характеристикой сопла; так как рассматривается определенный двигатель, то $\varphi_1(\bar{f}_c) = \text{пост.}$ По той же причине

$$\frac{p_c}{p_{\kappa}^*} = \varphi_2(\bar{f}_c) = \text{пост.};$$

следовательно,

$$T_{\text{пуст}} = A p_{\kappa}^*. \quad (6.3)$$

Здесь

$$A = \frac{\varphi_c \varphi_1(\bar{f}_c)}{g} \lambda F_{\text{кр}} + F_c \varphi_2(\bar{f}_c) = \text{пост.};$$

поэтому тяга двигателя получит выражение:

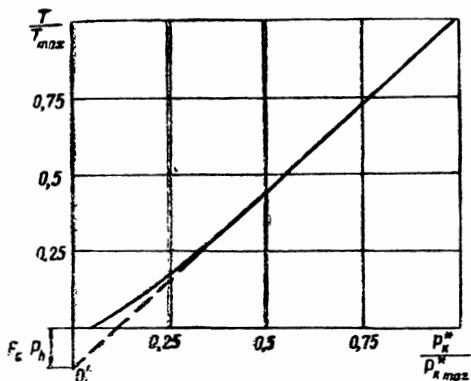
$$T = A p_{\kappa}^* - F_c p_h. \quad (6.4)$$

Из (6.2) и (6.4), в частности, следует, что тяга ЖРД не зависит от температуры продуктов сгорания в камере и полноты выделения тепла.

Далее, как это следует из формулы (6.4) при сделанных допущениях, зависимость тяги ЖРД от давления в камере представляет собой прямую, проходящую через точку O' с координатами $p_{\kappa}^* = 0$ и $T = -p_h F_c$. Очевидно, что эта зависимость верна лишь до момента, пока верны допущения, т. е. до момента отрыва газов от стенок сопла. С понижением p_{κ}^* уменьшается и p_c , поэтому при некотором p_{κ}^* давление на срезе сопла p_c будет меньше предельного и произойдет отрыв газа от стенок сопла. Поскольку отрыв газа от стенок при перерасширении приводит к увеличению тяги, то участок характеристики, начиная с момента отрыва, пойдет выше прямой. С другой стороны, очевидно, что нулевое значение тяги будет иметь место при $p_{\kappa}^* = p_h$. В итоге дроссельная характеристика должна иметь вид, показанный на фиг. 6.3.

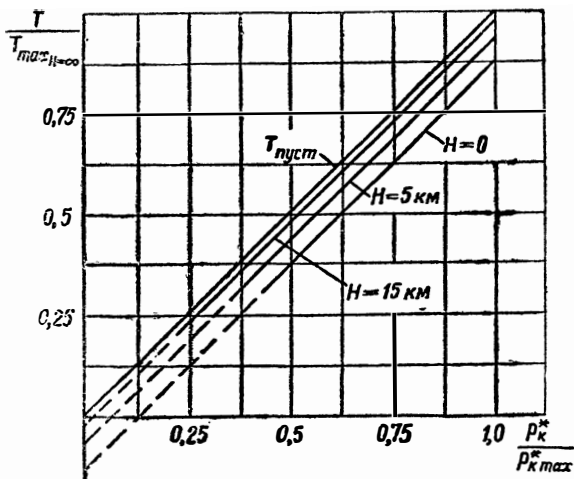
Обычно диапазон изменения давления в камере таков, что двигатель в основном работает на прямолинейном участке дроссельной характеристики; особенно это относится к работе двигателя на больших высотах. Следует отметить, что, несмотря на фиктивный характер точки O' , она является удобной для построения

дроссельной характеристики. Действительно, достаточно иметь лишь одну достоверную точку на прямолинейном участке характеристики, для того чтобы построить ее, если известны p_h и F_c .



Фиг. 6.3. Зависимость тяги от давления в камере.

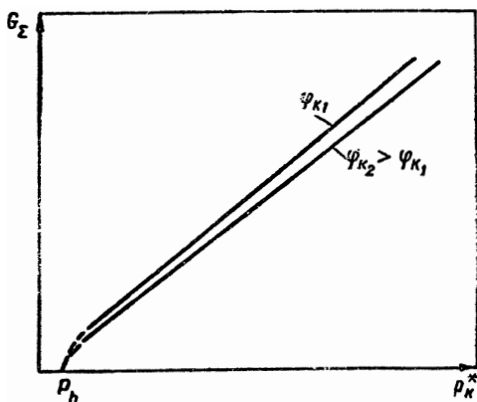
Дроссельные характеристики, построенные для разных высот, будут иметь вид, показанный на фиг. 6.4.



Фиг. 6.4. Зависимость тяги от давления в камере на разных высотах.

Рассмотрим зависимость расхода горючей смеси от давления в камере (фиг. 6.5). На стационарном режиме работы двигателя расход горючей смеси равен расходу газов через сопло и определяется формулой (5.21). Если пренебречь зависимостью φ_k и

$\sqrt{RT_z^*}$ от p_k^* , то зависимость G_Σ от p_k^* представляет прямую, выходящую из начала координат; лишь при очень малых давлениях в камере, при докритических перепадах истечения, не имеющих практического значения для ЖРД, эта зависимость отойдет от прямой. Отклонение от прямой при уменьшении p_k^* может быть вызвано также уменьшением φ_k , т. е. ухудшением процесса сгорания из-за понижения перепада давления на форсунках и давления в камере. Нулевое значение расхода газа через сопло будет, очевидно, при $p_k^* = p_h$.



Фиг. 6.5. Зависимость расхода от давления в камере.

Перейдем к определению зависимости удельной тяги от давления в камере, приняв те же допущения, что и при рассмотрении тяги.

Из (6.1)

$$T_{уд} = \frac{w_c}{g} + \frac{F_c}{G_\Sigma} p_c - \frac{F_c}{G_\Sigma} p_h. \quad (6.5)$$

При безотрывном течении газа сумма $\frac{w_c}{g} + \frac{F_c}{G_\Sigma} p_c$ представляет удельную тягу двигателя в пустоте:

$$T_{уд \text{ пуст}} = \frac{\varphi_c \varphi_k \sqrt{RT_z^*} \varphi_1(\bar{f}_c)}{g} + \frac{F_c}{F_{кр}} \frac{p_c}{p_k^*} \frac{\varphi_k \sqrt{RT_z^*}}{\lambda}$$

или

$$T_{уд \text{ пуст}} = \varphi_k \sqrt{RT_z^*} \left[\frac{\varphi_c \varphi_1(\bar{f}_c)}{g} + \frac{\varphi_2(\bar{f}_c) \bar{f}_c}{\lambda} \right].$$

* Следует отметить что величина $\sqrt{RT_z^*}$ слабо зависит от p_k^* . Так, при изменении p_k^* от 20 до 100 ата для обычных горючих смесей величина $\sqrt{RT_z^*}$ меняется лишь на 2%.

Третий член правой части выражения (6.5)

$$\frac{F_c}{G_\Sigma} p_h = B \frac{p_h}{p_k^*},$$

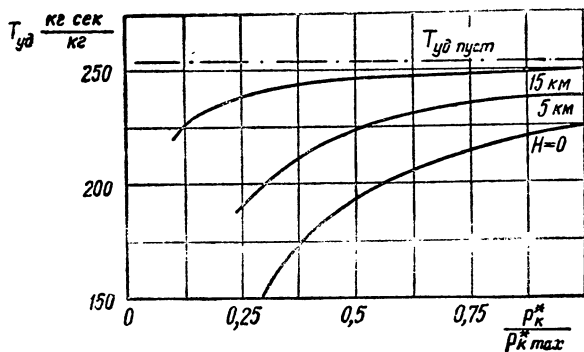
где

$$B = \frac{\varphi_k \sqrt{RT_z^*}}{\lambda} \bar{f}_c.$$

При неизменных φ_k и $\sqrt{RT_z^*}$ величины $T_{уд \text{ пуст}}$ и B не зависят от давления в камере; зависимость удельной тяги от давления в камере в этом случае представляет собой гиперболу (фиг. 6.6), определяемую уравнением

$$T_{уд} = T_{уд \text{ пуст}} - B \frac{p_h}{p_k^*}. \quad (6.6)$$

Если в рассматриваемом диапазоне изменения p_k^* имеет место отрыв газа от стенок сопла, то на этом участке кривая удельной тяги пройдет не так, как дает зависимость (6.6), что должно быть учтено при построении характеристики.



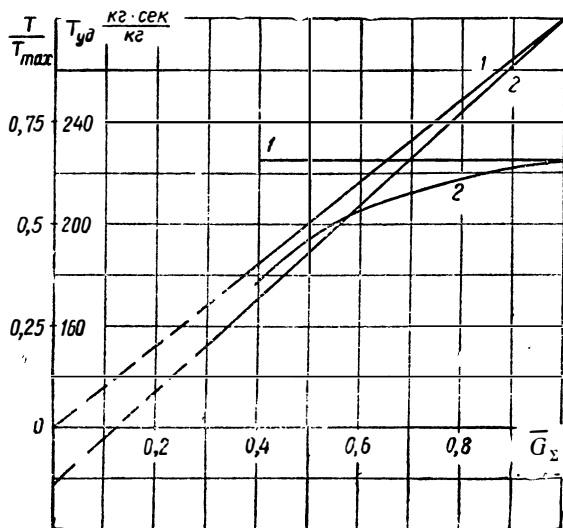
Фиг. 6.6. Зависимость удельной тяги от давления в камере.

Выше было отмечено, что для многокамерных ЖРД, работающих с выключением отдельных камер на определенных режимах, представляет интерес дроссельная характеристика по расходу рабочего тела. Рассмотрим зависимость тяги от расхода для отдельной камеры сгорания. Из формулы (6.1) с учетом (5.21) получим

$$T = G_\Sigma \varphi_k \sqrt{RT_z^*} \left[\varphi_c \frac{\varphi_1(\bar{f}_c)}{g} + \frac{\varphi_2(\bar{f}_c) \bar{f}_c}{\lambda} \right] - F_c p_h. \quad (6.7)$$

Как видно, характер зависимости тяги от расхода подобен характеристике по давлению в камере, но в отличие от последней в данном случае на характеристику влияют температура T_z^* и коэф-

коэффициент потерь ψ_k в камере. Это ясно, поскольку тяга двигателя, при данном расходе, зависит от удельной тяги, а на последнюю влияют ψ_k и T_z^* . В остальном вид зависимости T от \bar{G}_Σ подобен зависимости T от p_k^* , поскольку мы рассматриваем дроссельную характеристику одной камеры при $F_{кр} = \text{пост.}$ Однако такой метод дросселирования двигателя является недостаточно экономичным, так как понижение тяги в этом случае вследствие падения давления в камере сопровождается уменьшением удельной тяги.



Фиг. 6.7. Дроссельная характеристика ЖРД по расходу рабочего тела:

1 — при регулировании проходных сечений сопла из условия $T_{уд} = \text{пост.}$; 2 — $F_{кр} = \text{пост.}$; $F_c = \text{пост.}$

Наиболее экономичным методом дросселирования двигателя является такой, при котором удельная тяга остается постоянной. При этом очевидно, что тяга двигателя будет прямо пропорциональна расходу рабочего тела (фиг. 6.7). В случае однокамерного ЖРД для получения такого закона дросселирования необходимо регулирование проходных сечений сопла ($F_{кр}$ и F_c). При построении кривых фиг. 6.7 принято, что температура газа, а также потери в сопле и камере сгорания не меняются при изменении расхода. Регулирование проходных сечений сопла ЖРД встречает столь большие конструктивные трудности, что до настоящего времени таких двигателей нет.

* Исключение составляет начальный участок характеристики, который не имеет практического значения для ЖРД; дело в том, что в данном случае $T = 0$ при $\bar{G}_\Sigma = 0$.

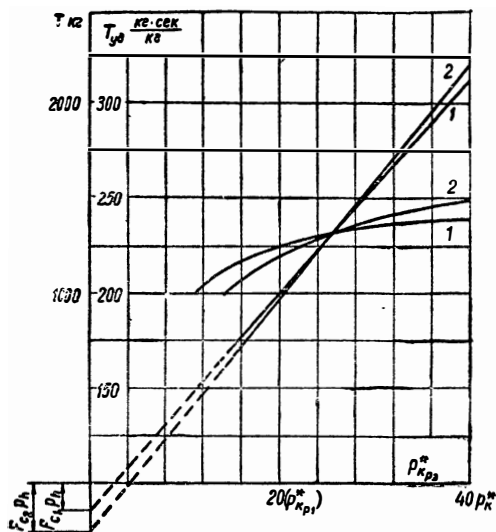
Для получения достаточно высокой экономичности при пониженных тягах в настоящее время часто идут по пути применения многокамерных двигателей. На многокамерном двигателе возможны различные методы изменения тяги и, прежде всего, выключение отдельных камер без регулирования каждой камеры в отдельности. В этом случае возможны лишь фиксированные значения тяги (ступенчатые изменения величины тяги). Возможны и иные методы регулирования многокамерного ЖРД. У истребителя-перехватчика потребные тяги для взлета и набора высоты существенно выше тяги, необходимой для горизонтального полета на больших высотах. В случае однокамерного ЖРД потребовалось бы в этом случае очень глубокое дросселирование двигателя, вследствие чего экономичность его в горизонтальном полете была бы недостаточно высокой. В этом случае целесообразно иметь двухкамерный ЖРД, причем общая тяга двигателя выбирается из условия набора высоты, а тяга малой камеры — из условия горизонтального полета на высоте. Поэтому степень дросселирования отдельных камер уменьшается и экономичность двигателя растет.

Следует указать еще на одно затруднение при создании однокамерных ЖРД с большой степенью регулирования тяги. В случае обычной головки уменьшение расхода приводит к уменьшению перепада давления на форсунках примерно пропорционально квадрату расхода. Следовательно, при нормальном перепаде давления на форсунках на максимальном режиме, на малых режимах перепады давления на форсунках могут быть малыми, недостаточными с точки зрения процесса распыливания, а также устойчивости работы двигателя. Для обеспечения нормальной работы двигателя на малых режимах на максимальном режиме придется иметь высокие перепады давления, что приводит к усложнению и утяжелению двигателя. Применение многокамерных двигателей, естественно, упрощает решение этого вопроса.

Для получения невысоких изменений перепадов давления на форсунках при изменении расхода горючей смеси возможно применение головок с выключением отдельных групп форсунок на пониженных режимах (двигатель Вальтер НК 109-509) или применение регулируемых форсунок.

Рассмотрим, как влияет величина степени расширения сопла на протекание дроссельной характеристики. Пусть для данной камеры сгорания с соплом, имеющим степень расширения \bar{f}_{c_1} дроссельная характеристика имеет вид, показанный на фиг. 6.8 (линия 1). Расчетный режим работы сопла будет лишь при определенном давлении в камере — $p_{кp_1}^*$. Если, при прочих равных условиях, увеличить выходное сечение сопла, т. е. повысить степень расширения сопла \bar{f}_c то давление в камере $p_{кp_2}^*$ соответствующее расчетному режиму во втором случае, будет больше $p_{кp_1}^*$. Поскольку на расчетном режиме сопла тяга двигателя максимальная, то при давлении в камере $p_{кp_1}^*$ тяга $T_1 > T_2$, при $p_{кp_2}^*$ тяга $T_1 < T_2$. Здесь T_1 — тяга при степени расширения сопла \bar{f}_{c_1} , а T_2 — тяга при степени расширения сопла $\bar{f}_{c_2} > \bar{f}_{c_1}$.

С учетом этого протекание дроссельной характеристики при \bar{f}_c будет таким, как это показано на фиг. 6.8 (линия 2). Этим же обстоятельством объясняется относительное протекание кривых удельных тяг при разных \bar{f}_c .

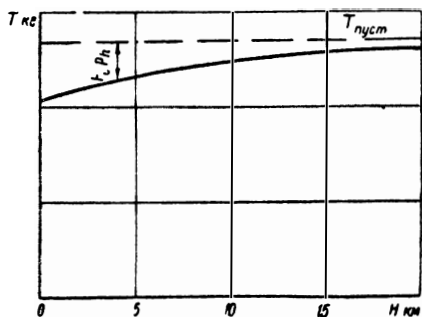


Фиг. 6.8. Влияние степени расширения сопла на протекание дроссельной характеристики ЖРД.

§ 6.4. ВЫСОТНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА

Высотная характеристика жидкостно-реактивного двигателя представляет зависимость тяги и удельной тяги от высоты полета при постоянном значении давления в камере и, при двухкомпонентном рабочем теле, при постоянном значении коэффициента избытка окислителя. Расход рабочего тела при этом остается неизменным, поскольку давление в камере не меняется, а изменение наружного давления не может оказать влияние на расход газа через сопло, так как перепады в сопле всегда сверхкритические.

В случае безотрывного течения газа по соплу зависимость тяги двигателя от высоты полета определяется формулой (6.4). Поскольку $p_k^* = \text{пост}$, то и $T_{\text{пуст}} = \text{пост}$, и изменение тяги от высоты полета будет иметь



Фиг. 6.9. Зависимость тяги от высоты полета.

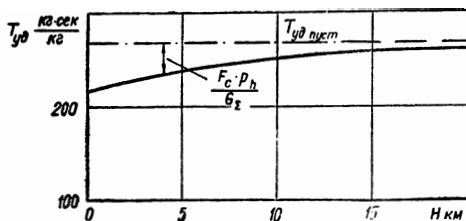
ты полета определяется формулой (6.4). Поскольку $p_k^* = \text{пост}$, то и $T_{\text{пуст}} = \text{пост}$, и изменение тяги от высоты полета будет иметь

вид, показанный на фиг. 6.9. Если расчетная высота H_p сопла велика, т. е. расчетный режим работы сопла имеет место на больших высотах, то на малых высотах из-за сильного перерасширения газа может быть отрыв потока от стенок сопла. Это обстоятельство должно быть учтено при построении высотной характеристики.

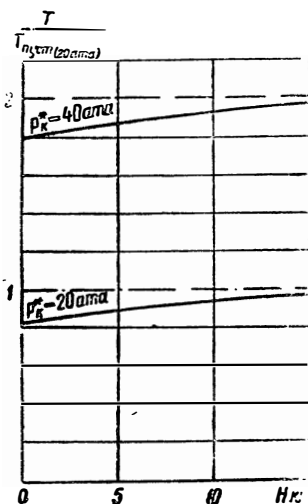
Зависимость удельной тяги от высоты полета при безотрывном обтекании сопла определяется формулой (6.6) и, как нетрудно видеть, имеет вид, подобный зависимости тяги от высоты полета (фиг. 6.10).

Сравним высотные характеристики двигателя при разных давлениях в камере. Увеличение давления в камере при прочих равных условиях приводит к увеличению тяги в пустоте (формула 6.3), действительной тяги, а также и к уменьшению расчетной высоты сопла (фиг. 6.11).

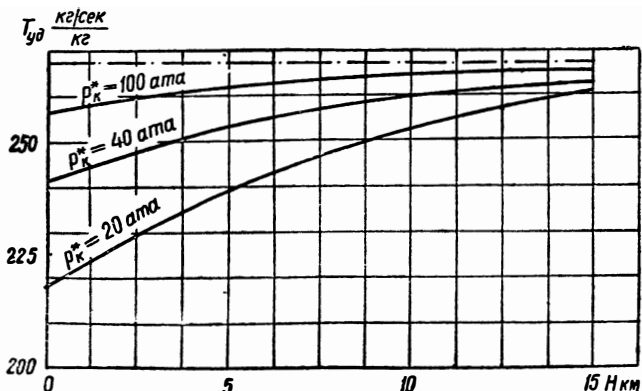
В отличие от тяги удельная тяга двигателя в пустоте, как это было показано выше, не зависит от давления в камере. Поэтому зависимость удельной тяги от высоты при разных p_k^* имеет вид, показанный на фиг. 6.12, из которой, в



Фиг. 6.10. Зависимость удельной тяги от высоты полета.



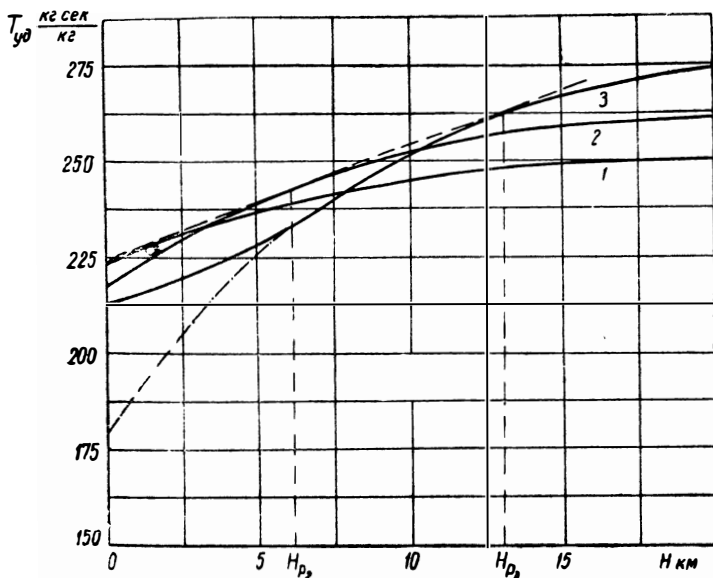
Фиг. 6.11. Влияние давления в камере на зависимость тяги от высоты полета.



Фиг. 6.12. Влияние давления в камере на зависимость удельной тяги от высоты полета.

частности, видно, что чем выше давление в камере, тем меньше зависит удельная тяга от высоты полета.

Рассмотрим относительное протекание высотных характеристик двигателя при разных величинах выходного сечения сопла или, что то же, при разных \bar{f}_c . Поскольку характер протекания зависимо-



Фиг. 6.13. Влияние степени расширения сопла на протекание высотной характеристики ЖРД.

стей тяги и удельной тяги по высоте одинаков, мы рассмотрим лишь удельную тягу. Пусть для камеры сгорания с соплом, геометрическая характеристика которого равна \bar{f}_{c1} , высотная характеристика имеет вид, показанный на фиг. 6.13 (кривая 1); для этого сопла расчетная высота $H_{p1} = 0$. Если увеличить выходное сечение сопла, т. е. сделать $\bar{f}_{c2} > \bar{f}_{c1}$, то расчетная высота сопла, имеющего \bar{f}_{c2} , будет выше, т. е. $H_{p2} > H_{p1}$. Поскольку на расчетном режиме удельная тяга двигателя имеет наибольшую величину, то, следовательно, на высоте H_{p1} удельная тяга $T_{уд1} \gg T_{уд2}$, а на высоте H_{p2} , наоборот, $T_{уд2} > T_{уд1}$. Поэтому зависимость удельной тяги от высоты для сопла, имеющего $\bar{f}_{c2} > \bar{f}_{c1}$, будет иметь вид, показанный кривой 2 на фиг. 6.13. Для сопла, у которого $\bar{f}_{c3} > \bar{f}_{c2}$, зависимость удельной тяги от высоты показана там же кривой 3. (На фиг. 6.13 штрих-пунктирная кривая показывает протекание характеристики для \bar{f}_{c3} на малых высотах без учета отрыва газа от стенок сопла). Из фиг. 6.13 видно, что чем больше степень расширения сопла \bar{f}_c , т. е. чем выше расчетная высота

сопла, тем круче зависимость удельной тяги от высоты. Из графика следует также необходимость соответствующего подбора степени расширения сопла при определенной высоте полета. В случае полета на разных высотах необходимо подбирать некоторое «компромиссное сопло», учитывая при этом также вопросы габаритов, веса и охлаждения. Наиболее удачным с точки зрения удельной тяги было бы регулируемое сопло*, при котором на каждой высоте достигался бы расчетный режим. Для такого «идеального» сопла высотная характеристика представляла бы огибающую высотных характеристик двигателя, построенных при разных \bar{f}_c (пунктирная кривая на фиг. 6.13).

§ 6.5. НЕУСТОЙЧИВАЯ РАБОТА ЖРД

В жидкостно-реактивных двигателях на некоторых режимах процесс становится неустойчивым: в камере двигателя при определенных условиях возникают пульсации давления, амплитуды которых могут достигать высоких значений, опасных для целостности двигателя. Пульсации давления в камере приводят к ухудшению процесса в камере сгорания и даже к взрывам. Пульсация тяги двигателя, сопровождающая пульсации давления в камере, может вызвать резонансные колебания узлов крепления двигателя и элементов конструкции летательного аппарата. Поэтому неустойчивые режимы работы двигателя при его эксплуатации всегда нежелательны.

В ЖРД неустойчивый режим работы, как показывают исследования, вызывается различными причинами. Так называемые высокочастотные колебания, с частотой в несколько сот герц, связаны, по видимому, с колебаниями газового столба в камере. Причина возникновения таких колебаний в настоящее время остается еще недостаточно выясненной.

Наиболее часто встречаются низкочастотные колебания (до 100—150 гц). Возникновение этих колебаний объясняется наличием, так называемого, периода преобразования $\tau_{пр}^{**}$.

В этом случае период колебаний существенно больше времени пробега волны давления длины камеры, поэтому колебания давлений связаны лишь с изменением количества газа G_k , находящегося в камере сгорания. Следовательно, условие постоянства давления в камере равносильно условию $G_k = \text{пост}$, для чего количество газа, вытекающего из сопла в каждый данный момент, должно быть равно количеству газа, образующемуся в результате сгорания. Если это условие по каким-либо причинам нарушается, давление в камере начнет изменяться.

* С точки зрения регулирования по высоте из условия наибольшей экономичности при $p_k^* = \text{пост}$. необходимо лишь регулирование выходного сечения сопла.

** Под периодом преобразования понимается время между моментом поступления компонентов рабочего тела в камеру и моментом их превращения в газообразные продукты сгорания.

При работе двигателя небольшие колебания давления в камере, вызываемые пульсациями давления компонентов горючей смеси на выходе из насосов, колебаниями фронта пламени и т. д., всегда имеют место. При этом случайное повышение давления в камере по отношению к его величине на стационарном режиме, соответствующем $G_k = \text{пост}$, приводит, с одной стороны, к увеличению расхода газа через сопло, а, с другой, — к снижению перепада давления на форсунках и соответственно к уменьшению поступления компонентов в камеру через форсунки. В результате количество газов, находящихся в камере, уменьшится, а давление в камере будет падать. Через некоторое время давление в камере вернется к своему первоначальному значению, соответствующему исходному стационарному режиму. При этом, если исключить из рассмотрения колебания газового столба в камере и колебания давления компонентов перед форсунками, восстановятся также прежние значения расхода газа через сопло и расхода окислителя и горючего через форсунки. Если бы период $\tau_{пр}$ отсутствовал, то немедленно была бы восстановлена и прежняя интенсивность газообразования в процессе сгорания. В результате количество газа, образующегося в процессе сгорания, стало бы снова равно расходу газа через сопло, и дальнейшее самопроизвольное изменение давления в камере было бы невозможным без новых случайных возмущений. Процесс изменения давления в камере при его случайном отклонении от исходного значения носит в этом случае аperiодический характер.

При конечной величине периода $\tau_{пр}$ интенсивность газообразования в камере в каждый данный момент времени τ определяется расходом горючей смеси в момент $\tau - \tau_{пр}$. Поэтому в момент восстановления исходного значения давления в камере, когда мгновенный расход газа через сопло уже будет соответствовать расходу на исходном стационарном режиме, интенсивность газообразования будет соответствовать расходу горючей смеси в некоторый предыдущий момент времени, когда давление в камере было еще увеличенным, т. е. меньшему расходу горючей смеси. В результате давление газов в камере будет продолжать падать до тех пор, пока все увеличивающаяся подача горючей смеси не приведет сперва к замедлению падения давления, а затем к его новому повышению. Таким образом, в камере двигателя возникнут колебания давления, интенсивность и характер которых будут зависеть, при прочих равных условиях, от величины $\tau_{пр}$. При малых значениях $\tau_{пр}$ эти колебания будут невелики и будут иметь затухающий характер. При больших значениях периода $\tau_{пр}$ амплитуда колебаний может возрастать во времени и достигать больших значений.

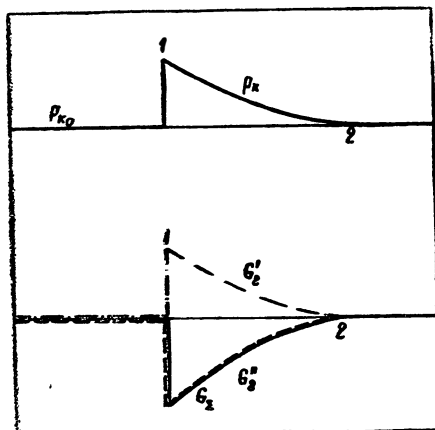
В качестве примера для уяснения сказанного рассмотрим двигатель с баллонной системой питания. В баках поддерживается постоянное давление подачи — $p_{пол}$. Давление в камере на стационарном режиме равно $p_{к0}$. Примем, что в силу каких-либо причин давление в камере станет выше $p_{к0}$ (точка 1 на фиг. 6.14). Это приведет к уменьшению расхода горючей смеси через форсун-

ки и увеличению расхода газа G_r' через сопло. Если $\tau_{пр} = 0$, то одновременно изменится и количество вновь образующихся газов G_r' . Давление в камере начнет понижаться, так как $G_{\Sigma} = G_r'' < G_r'$, и в некоторой точке 2 примет снова значение $p_{к0}$. В этот момент расход горючей смеси и расход газа через сопло G_r' примут те значения, которые они имели на стационарном режиме, т. е. $G_{\Sigma} = G_r' = G_r''$. Это условие сохранится и в следующий момент и, следовательно, не будет изменения давления в камере.

Если $\tau_{пр} \neq 0$ (фиг. 6.15), то характер изменения p_k после момента времени 1 будет иным. Давление в камере вначале будет падать медленнее, так как хотя в этом случае расход горючей смеси также упадет, но величина G_r'' за период времени $\tau_{пр}$ будет оставаться неизменной и равной расходу горючей смеси на стационарном режиме*.

В момент времени 2 расход G_r'' уменьшается и становится равным расходу горючей смеси в момент 1, поэтому падение давления с этого момента станет более крутым. В момент 3 давление $p_k = p_{к0}$, однако здесь падение давления не прекращается, так как мгновенный расход газа через сопло G_r' равен стационарному, а величина G_r'' меньше стационарного и соответствует расходу горючей смеси через форсунку G_{Σ} в момент 1'. Падение давления будет продолжаться до некоторого момента 4, где $G_r' = G_r''$, после чего, вследствие роста G_r'' , давление p_k начнет повышаться. В точке 5 оно станет вновь равным $p_{к0}$; однако, так как здесь $G_r' < G_r''$, то давление в камере будет расти до точки 6, где $G_r' = G_r''$, после чего процесс начнет повторяться вновь.

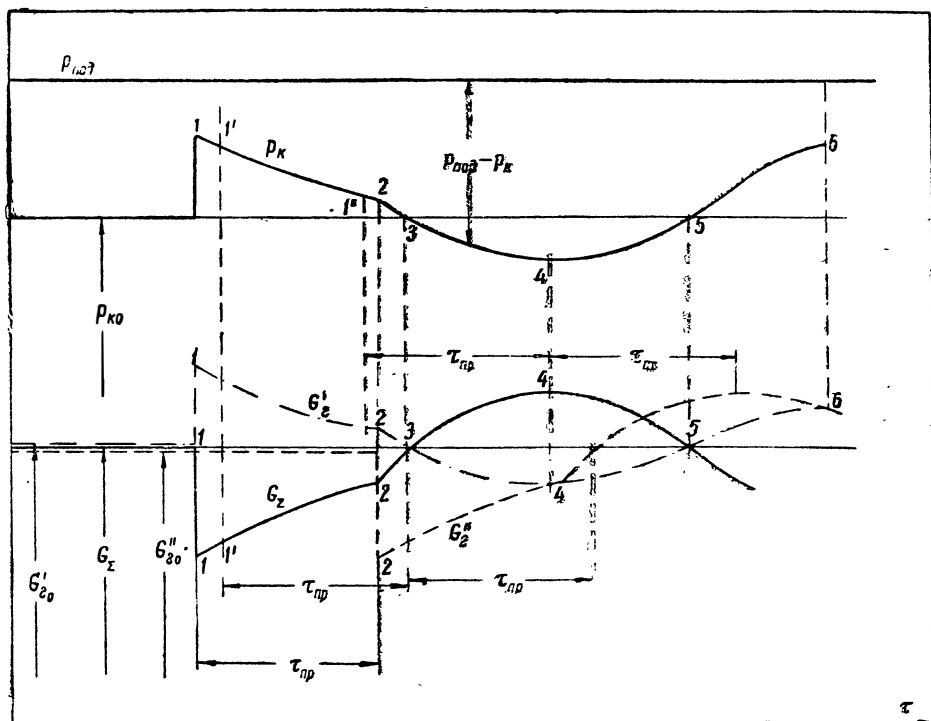
Из этого рассмотрения следует, что наличие запаздывания в изменении скорости образования газообразных продуктов относительно изменения расхода компонентов горючей смеси может привести к колебательному процессу изменения давления в камере после его малого отклонения от стационарной величины. В зависимости от того, возрастает или убывает амплитуда давления по времени, стационарный режим будет устойчивым или неустойчивым. Чем больше период $\tau_{пр}$, тем более вероятно



Фиг. 6.14. Изменение давления в камере после случайного его повышения при $\tau_{пр} = 0$.

* Такое рассмотрение является несколько условным, поскольку вводимое в камеру рабочее тело образует газообразные продукты не сразу по истечении $\tau_{пр}$ сек., а постепенно; однако такое допущение является удобным и достаточно приемлемым при качественном рассмотрении.

возникновение пульсационного режима работы и тем более неустойчивым оказывается двигатель. Опыты показывают, что двигатели, работавшие неустойчиво на несамовоспламеняющихся компонентах, работали устойчиво на самовоспламеняющихся. Таким образом, один из методов достижения устойчивой работы является уменьшение времени на подготовительные процессы в камере. Последнее может быть достигнуто не только переходом на самовоспламеняющиеся компоненты, но и влиянием на организацию процессов смесеобразования и сгорания.



Фиг. 6.15. Изменение давления в камере после случайного его повышения при $\tau_{пр} > 0$.

Повышению устойчивости способствует увеличение перепада давления между баллоном (или насосом) и камерой, причем наиболее благоприятно влияет увеличение перепада давления на форсунках. Это объясняется тем, что чем выше перепад давления, тем меньшее влияние оказывает изменение P_k на расход горючей смеси, изменение которого, в свою очередь, влияет на изменение давления в камере. Этим, в частности, объясняется появление неустойчивых режимов при дросселировании двигателя. Увеличению устойчивости работы способствует также увеличение объема камеры сгорания, так как чем больше V_k , тем слабее влияние колебаний расхода газа на давление в камере.

Исследования показывают, что на устойчивость работы ЖРД влияет также ряд других факторов, в том числе параметры системы питания: длина и диаметр трубопроводов, гидравлические сопротивления агрегатов, пульсации давления на выходе из насосов, вызванные конечным числом лопаток рабочих колес или другими причинами. Влияние этих параметров на устойчивость процесса в камере связано с тем, что колебания давления в камере и расхода горючей смеси вызывают, в свою очередь, колебательные процессы в системе питания, которые, накладываясь на колебания в камере, могут привести к их усилению или ослаблению. Поэтому, изменяя конструкцию и параметры элементов системы питания двигателя, можно в известной мере влиять на его процесс и расширить область устойчивых режимов его работы.

Выше были рассмотрены особенности низкочастотных колебаний давлений в камере. Высокочастотным колебаниям присущи свои специфические особенности.

Глава VII

ОХЛАЖДЕНИЕ ЖИДКОСТНО-РЕАКТИВНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Процессы в камере сгорания и сопле характеризуются высокими значениями температур и скоростей газа при относительно высоком давлении. Как уже указывалось, продукты сгорания современных горючих смесей имеют температуры, достигающие до 3500°C и выше. Распространенные конструкционные материалы плавятся при значительно меньших температурах:

сталь — 1400°C ÷ 1500°C; медь — 1083°C;

алюминий — 675°C; магний — 651°C.

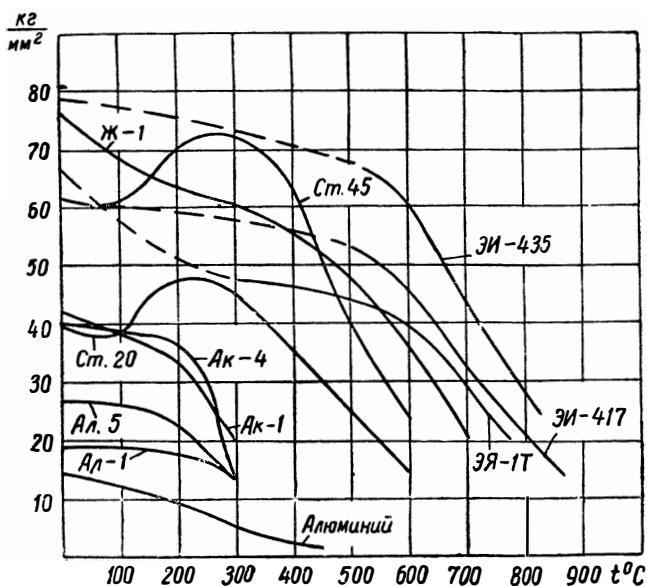
Нагрев материалов ведет к снижению их механических свойств. На фиг. 7.1 показана зависимость временного сопротивления разрыву при кратковременной нагрузке от температуры для ряда материалов. Наличие высоких тепловых потоков приводит к градиентам температур в стенках, достигающим до 300 ÷ 500 град/мм. Такие большие градиенты температур являются источником температурных напряжений деталей.

Действие высоких температур сказывается также в эффекте «выжигания» стенок. Окислительные элементы, имеющиеся в горячих продуктах сгорания (при относительно бедных смесях), образуют окисную пленку на стенке. Последняя, менее прочная, чем основной материал стенки, разрушается и сносится газами, движущимися с большой скоростью. Если это не будет своевременно замечено, то окисление и отщепление материала стенки происходит до тех пор, пока местное уменьшение толщины стенок не приводит к аварии двигателя.

Создание надежно работающего двигателя возможно лишь при успешном решении защиты стенок от воздействия высоких температур, при этом защиту стенок не следует понимать только как защиту от прогорания. Очевидно, для надежной работы двигателя стенки его должны обладать определенной прочностью, поэтому температура стенок не должна превосходить некоторой допустимой величины, выше которой прочность материала стенок становится недостаточной.

Для защиты стенок от воздействия высоких температур применяются различные виды охлаждения двигателя.

Теория теплопередачи разрабатывалась у нас М. В. Кирпичевым, М. А. Михеевым, А. А. Гухманом, В. М. Иевлевым и др. В. М. Иевлев исследовал вопросы теплообмена в ЖРД.



Фиг. 7.1. Зависимость временного сопротивления разрыву при кратковременной нагрузке от температуры.

§ 7.1 НЕКОТОРЫЕ СВЕДЕНИЯ ИЗ ТЕОРИИ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ *

Общим условием для переноса тепла от тела к телу или внутри данного тела является наличие разности температур. Передача тепла может осуществляться следующими элементарными видами теплообмена: теплопроводностью, конвекцией и лучеиспусканием (радиацией). Явление теплопроводности состоит в том, что обмен тепловой энергией происходит путем непосредственного соприкосновения между частицами тела (или телами). Передача тепла теплопроводностью осуществляется главным образом в твердых телах, а также в газах и жидкостях при ламинарном их движении или в состоянии покоя. Явление конвекции происходит в жидкостях и газах; оно состоит в том, что перенос тепла осуществляется путем перемещения частиц. Явление лучеиспускания заключается в переносе тепла с помощью тепловых лучей, при этом происходит переход тепловой энергии в лучистую и обратно. В действительности

* Эти сведения приводятся здесь для цельности изложения; слушатели Академии, прослушавшие отдельный курс теплопередачи, могут этот параграф опустить. — Примеч. ред.

простые явления теплообмена не обособлены и в чистом виде встречаются редко. В большинстве случаев один вид теплообмена сопровождается другим.

Теплопроводность. Изучение явления теплопроводности основывается на законе Фурье:

$$Q = -\lambda S \frac{dT}{dy}; \quad (7.1)$$

здесь Q — стационарный тепловой поток (кал/час);

S — площадь, перпендикулярная направлению распространения тепла (m^2);

$\frac{dT}{dy}$ — падение температуры в рассматриваемом направлении (температурный градиент);

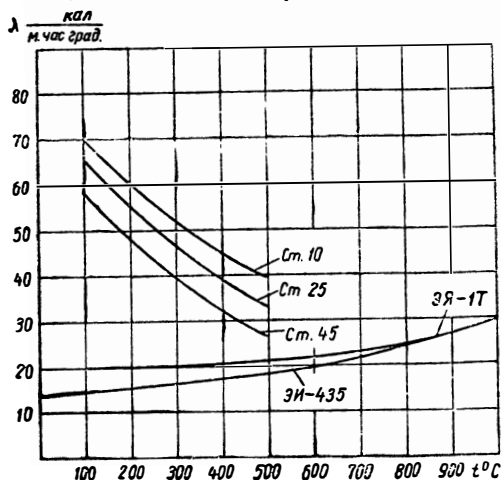
λ — коэффициент теплопроводности (кал/м час °C).

Если тепловой поток отнести к единице площади, то закон Фурье запишется так:

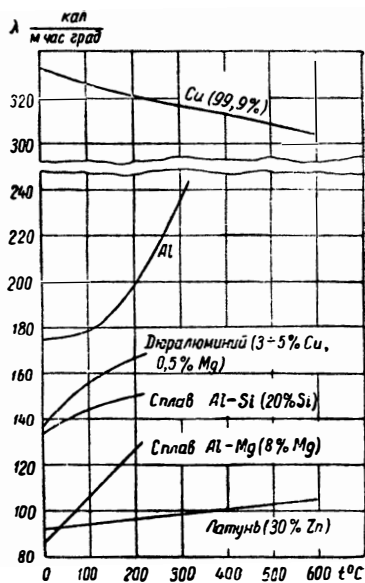
$$q = \frac{Q}{S} = -\lambda \frac{dT}{dy}, \quad (7.2)$$

где q — удельный тепловой поток (кал/м² час).

Зависимость коэффициента теплопроводности от температуры для некоторых металлов и сплавов представлена на фиг. 7.2 и 7.3.



Фиг. 7.2. Зависимость коэффициента теплопроводности от температуры.



Фиг. 7.3. Зависимость коэффициента теплопроводности от температуры.

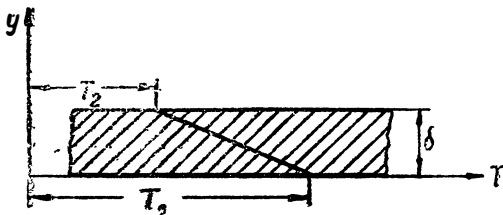
Неметаллические материалы имеют значительно меньшие величины λ . Материалы, имеющие малые значения λ , а следовательно,

обладающие плохой способностью проводить тепло, применяются в качестве тепловых изоляторов.

Рассмотрим однородную стенку толщиной δ (фиг. 7.4). Полагая $\lambda = \text{const}$, а температуры верхней и нижней поверхностей соответственно T_2 и T_1 , получим из (7.2)

$$q = \frac{\lambda}{\delta} (T_1 - T_2). \quad (7.3)$$

При данном значении удельного теплового потока перепад температур на стенке $T_1 - T_2$ тем выше, чем больше толщина стенки



Фиг. 7.4. Расчетная схема однородной плоской стенки.

и чем ниже λ . Температура в плоской стенке при $\lambda = \text{const}$ меняется по линейному закону.

Уравнение (7.3) с точностью до 2% применимо и к цилиндрической стенке, если $\frac{D_{\text{нар}}}{D_{\text{вн}}} \leq 1,6$, где $D_{\text{нар}}$ — наружный диаметр цилиндра, $D_{\text{вн}}$ — внутренний диаметр цилиндра.

Поскольку коэффициент теплопроводности λ зависит от температуры, то при использовании формулы (7.3) в расчетах следует принимать среднее значение

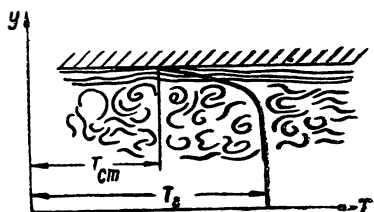
$$\lambda_{\text{ср}} = \frac{\lambda_{T_1} + \lambda_{T_2}}{2}.$$

Конвекция. Передача тепла конвекцией имеет место в жидкостях и газах при турбулентном их движении, а также вследствие разности плотностей различных слоев покоящегося газа или жидкости; для ЖРД имеет значение первый случай. Совместное действие теплопроводности и конвекции называется конвективным теплообменом.

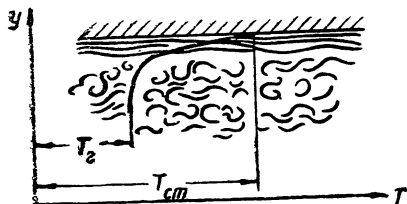
Рассмотрим профиль температур в потоке жидкости при наличии теплообмена между газом (жидкостью) и стенкой (фиг. 7.5 и 7.6). При турбулентном движении газа (жидкости), как известно, вблизи у стенки в тонком слое сохраняется ламинарное течение, в котором отсутствуют поперечные перемещения частиц. Передача тепла через ламинарный пограничный слой, или «ламинарный подслой», как его часто называют*, происходит путем

* При турбулентном движении жидкости (газа) под пограничным слоем принимают не только участок ламинарного течения, но и часть турбулентного течения, в которой происходит значительное уменьшение скорости потока. Участок ламинарного течения поэтому называется ламинарным подслоем.

теплопроводности. В турбулентной части потока (ядре потока) передача тепла происходит путем конвекции — путем турбулентного перемешивания; поэтому в ядре потока, вследствие интенсивного конвективного теплообмена, температура по сечению меняется мало. В ламинарном же слое, где передача тепла происходит лишь за счет теплопроводности, температура резко меняется от величины ее на стенке до значения, близкого к температуре в ядре потока.



Фиг. 7.5. Профиль температур в потоке газа (жидкости) при передаче тепла от газа к стенке.



Фиг. 7.6. Профиль температур в потоке газа (жидкости) при передаче тепла от стенки к газу.

Для практических расчетов при определении количества тепла, переданного при конвективном теплообмене, удобно пользоваться формулой Ньютона:

$$q_k = \alpha (T_g - T_{ст}); \quad (7.4)$$

здесь T_g и $T_{ст}$ — температуры газа и стенки;

α — коэффициент теплоотдачи ($\text{кал}/\text{м}^2\text{час } ^\circ\text{C}$).

Коэффициент теплоотдачи, как это следует из его размерности, представляет собой удельный тепловой поток при разности температур в 1°C .

Поскольку теплопередача конвекцией является результатом переноса тепла частицами, то количество переносимого из слоя в слой тепла тем больше, чем больше скорость поперечного перемещения частиц газа, которая пропорциональна скорости движения w , и чем выше плотность газа. Поэтому α растет с увеличением произведения $w \cdot \gamma$, называемого часто весовой скоростью, или плотностью тока.

Количество тепла, запасенного в единице веса, может быть оценено величиной теплоемкости C . На конвективный теплообмен влияют и другие физические параметры газа (жидкости): коэффициент теплопроводности λ и коэффициент динамической вязкости μ . Величина коэффициента теплоотдачи зависит от размеров и формы канала, в котором протекает газ (жидкость), а также от температур стенки и газа, поскольку последние определяют значение физических параметров.

Итак, в общем случае коэффициент теплоотдачи зависит от целого ряда факторов:

$$\alpha = \varphi(w, \gamma, C, \lambda, \mu, D, T_2, T_{ст}, \text{форма канала}). \quad (7.5)$$

Значение коэффициента теплоотдачи и его зависимость от различных факторов определяются обычно опытным путем, что яв-

ляется нелегкой задачей, так как необходимо выяснить влияние каждого из перечисленных факторов в отдельности, оставляя все другие постоянными. Необходимо поэтому найти средство уменьшить число искомым зависимостей. Необходимо, кроме того, установить способы их обобщения с тем, чтобы результаты опытов, проведенных на отдельных экспериментальных моделях, могли бы быть перенесены на другие образцы. Эти задачи решаются теорией подобия. Согласно этой теории, зависимость (7.5) может быть заменена связью между безразмерными комплексами, составленными из величин, характеризующих процесс теплообмена, т. е. из величин, входящих в уравнение (7.5). Эти безразмерные комплексы называются критериями подобия.

Для случая конвективного теплообмена при вынужденном движении жидкости (газа) наиболее важны следующие критерии подобия:

$$Re = \frac{wD\gamma}{g\mu} \text{ --- критерий Рейнольдса;}$$

$$Pr = \frac{C_p \mu g}{\lambda} \text{ --- критерий Прандтля;}$$

$$Nu = \frac{\alpha D}{\lambda} \text{ --- критерий Нуссельта.}$$

Теория подобия показывает, что в данном случае должна существовать однозначная зависимость между критерием Nu , являющимся определяемым, поскольку он включает искомую величину α , и критериями Re и Pr :

$$Nu = f(Re; Pr).$$

В ряде случаев при изучении конвективного теплообмена вводится критерий $\frac{T_r}{T_{ст}}$, называемый температурным фактором. Критерий $\frac{T_r}{T_{ст}}$ вводится при больших отношениях температуры газа к температуре стенки и учитывает изменение физических параметров газа по сечению потока.

Обычно результаты опытов обрабатываются в виде зависимостей типа

$$Nu = \text{пост } Re^m Pr^n \quad (7.6)$$

или

$$Nu = \text{пост } Re^m Pr^n \left(\frac{T_r}{T_{ст}'} \right)^p. \quad (7.7)$$

Важным результатом теории подобия является возможность замены сложных зависимостей (7.5) более простыми (7.6) или (7.7). Важное значение теории подобия заключается и в том, что результаты какого-либо опыта справедливы не только для конкретных условий протекания процесса, но могут быть распространены и на другие условия теплообмена, если эти условия подобны условиям, имевшим место в опыте. Для этого необходимо, чтобы системы теплообмена на модели и в образце были бы подобны.

Две системы теплообмена подобны, если, как это доказывается в теории подобия, соблюдены геометрическое подобие и равенство определяющих критериев подобия.

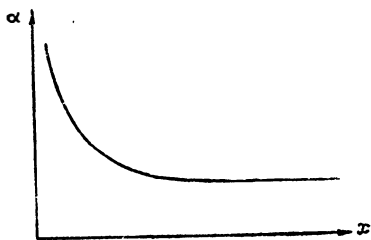
Теплообмен при движении газа с большой скоростью имеет свои особенности, так как в этом случае сказывается сжимаемость газа. Газ в ядре потока обладает тепловой и кинетической энергией. При перемещении к стенке и потере скорости у стенки кинетическая энергия переходит в тепловую (теплосодержание). Поэтому теплосодержание газа, переместившегося из ядра потока к стенке, должно быть равно в пределе ($w = 0$) теплосодержанию адиабатически заторможенного потока:

$$i^* = A \frac{w^2}{2g} + i.$$

Опыт и теория показывают, что учет сжимаемости может быть произведен подстановкой в уравнения конвективного теплообмена, вместо термодинамической температуры газа T_r , температуры T_r^* адиабатически заторможенного потока газа. В этой связи уравнение (7.4) примет вид:

$$q_k = \alpha (T_r^* - T_{ст}). \quad (7.8)$$

При течении жидкости (газа) в канале стабилизированное состояние потока устанавливается не сразу, а постепенно. При входе в канал скорость течения во всех точках сечения практически одинакова; здесь вязкость еще не успела сказаться на течении. С удалением от входа слой, соприкасающийся со стенкой, начинает замедлять свое движение. У стенки образуется ламинарный слой, толщина которого растет от нуля (при входе в трубу) до своего предельного значения. Длина начального участка, на котором стабилизируется поток, при турбулентном движении равна примерно $40 D$, где D — диаметр канала. Так как на начальном участке толщина ламинарного слоя меньше, чем на участке стабилизированного течения, то, при тех же температурах газа и стенки, градиент температуры $\frac{dT}{dy}$



Фиг. 7.7. Изменение коэффициента теплоотдачи по длине на начальном участке канала.

в ламинарном слое должен быть выше, а следовательно, тепловой поток, как это следует из закона Фурье, будет выше. Поэтому коэффициент теплоотдачи на начальном участке выше, чем на участке стабилизированного течения (фиг. 7.7).

Лучеиспускание (радиация). Лучистая энергия является результатом внутриатомных возмущений, главным образом колебаний атомов в молекуле, и возникает в основном за счет

тепловой энергии. Количество тепла, излученное с единицы поверхности абсолютно черного тела в единицу времени (лучистый удельный тепловой поток), равно:

$$q_{\text{а}} = C_0 \left(\frac{T}{100} \right)^4, \quad (7.9)$$

где T — температура тела ($^{\circ}\text{абс}$);

C_0 — коэффициент излучения абсолютно черного тела.

По современным данным, $C_0 = 4,88 \text{ кал/м}^2 \text{ час } ^{\circ}\text{абс}^4$. Реальные тела обладают излучательной способностью, меньшей, чем абсолютно черное тело. Поэтому коэффициент излучения C реальных тел меньше коэффициента излучения абсолютно черного тела. Отношение

$$\varepsilon = \frac{C}{C_0} < 1$$

называется степенью черноты.

Уравнение (7.9) для реальных тел имеет вид:

$$q_{\text{л}} = \varepsilon C_0 \left(\frac{T}{100} \right)^4. \quad (7.10)$$

Следует отметить, что реальные тела не строго подчиняются закону, выраженному уравнением (7.10). В большинстве случаев интенсивность излучения реальных тел изменяется не пропорционально T^4 , а в несколько большей или меньшей степени. В тех случаях, когда это отклонение существенно, степень черноты ε рассматривается не как постоянная величина, а как некоторая функция температуры. Наиболее существенное отклонение наблюдается у газов и паров.

Если лучистый теплообмен происходит между двумя телами A и B , имеющими температуры T_A и T_B , то удельный лучистый тепловой поток равен

$$q_{\text{л}} = \varepsilon_{\text{n}} C_0 \left[\left(\frac{T_A}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_B}{100} \right)^4 \right], \quad (7.11)$$

где

$\varepsilon_{\text{n}} = f(\varepsilon_A, \varepsilon_B)$ — приведенная степень черноты системы тел A и B .

Одно- и двухатомные газы (O , H , N_2 , O_2 и др.) обладают ничтожной способностью излучать тепло. Значительной излучательной способностью обладают трех- и многоатомные газы, в частности CO_2 и H_2O .

В отличие от твердых тел, имеющих сплошной спектр излучения (т. е. излучающих лучи с длиной волн от 0 до ∞), газы излучают и поглощают энергию в определенных интервалах длин волн. Для лучей других длин волн, вне этих интервалов, энергия их излучения равна нулю. В отличие от твердых тел, излучающих в поверхностном слое, газы излучают и поглощают энергию в объеме.

Для определения лучистого теплового потока от газов к твердой стенке используется формула (7.11), где

$$T_A = T_r; \quad T_B = T_{ст}; \quad \epsilon_A = \epsilon_r \quad \text{и} \quad \epsilon_B = \epsilon_{ст}.$$

Излучение и поглощение газов при данной температуре тем сильнее и степень черноты газа тем больше, чем большее число молекул находится на пути луча. Число молекул пропорционально длине l пути луча и давлению p_i газа; поэтому степень черноты газа пропорциональна произведению $p_i l$; кроме того, степень черноты газа зависит от температуры. Таким образом,

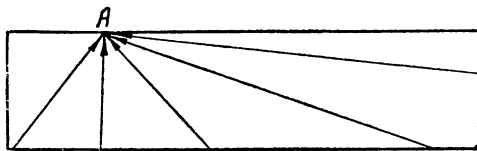
$$\epsilon_r = f(p_i l, T). \quad (7.12)$$

Обычно зависимости ϵ_r от $p_i l$ и T приводятся в виде графиков. Опыт показывает, что для CO_2 степень черноты действительно зависит от произведения $p_i l$, а не от каждой величины в отдельности. Что касается водяного пара, то для него зависимость (7.12) не вполне справедлива; в этом случае при определении $\epsilon_{\text{H}_2\text{O}}$ необходимо вводить еще поправку на давление:

$$\epsilon_{\text{H}_2\text{O}} = \epsilon_{\text{H}_2\text{O}}^0 \beta; \quad (7.13)$$

здесь β — поправка на давление.

Если рассмотреть какую-либо точку в теле любой формы (например, в цилиндре, точка A на фиг. 7.8), заполненном излучаю-



Фиг. 7.8. К определению средней длины луча.

щим газом, то различные лучи, идущие к этой точке, различны по своей длине. Только для центра основания тела, имеющего форму полусферы, эти лучи одинаковы. Поэтому для тел произвольной формы при определении степени черноты газа используется средняя длина луча $l_{ср}$. Для некоторых тел значение средней длины луча приведено в табл. 7.1.

Степень черноты смеси газов определяется степенью черноты отдельных газов, входящих в смесь. В продуктах сгорания, где из-

Таблица 7.1

Средняя длина луча некоторых тел

Форма тела	$l_{ср}$
Сфера диаметром D	$0,6 D$
Куб со стороной a	$0,6 a$
Цилиндр диаметром D , бесконечно длинный ($L = \infty$)	$0,9 D$
Цилиндр длиной $L = D$; излучение на боковую поверхность	$0,6 D$
Цилиндр длиной $L = D$; излучение на центр основания	$0,77 D$

лучают в основном H_2O и CO_2 , степень черноты смеси газов определяется степенью черноты водяного пара и углекислоты:

$$\epsilon_r = \epsilon_{\text{H}_2\text{O}} + \epsilon_{\text{CO}_2} - \Delta\epsilon_r. \quad (7.14)$$

Последний член учитывает то обстоятельство, что полосы излучения и поглощения для углекислоты и для водяного пара частично совпадают и поэтому энергия, излученная углекислотой, частично поглощается водяным паром и наоборот. В технических расчетах можно принимать $\Delta\epsilon_r = 0$.

Если продукты сгорания, дающие при полном сгорании обычно бесцветное слегка синеватое пламя, содержат твердые частицы, то пламя получается светящимся за счет излучения последних; в этом случае излучение увеличивается. Степень черноты излучающих газов, содержащих твердые частицы, больше, чем для газов, не содержащих их.

Неустановившийся режим теплопередачи

Выше были рассмотрены условия распространения тепла при стационарном режиме теплопередачи. Рассмотрим нестационарный режим теплопередачи, связанный с нагревом или охлаждением тел, при котором температуры тел, участвующих в теплообмене, меняются во времени; меняется во времени и удельный тепловой поток. Пусть, для примера, стенка с внутренней стороны обтекается горячим газом с температурой T_r , а с наружной она изолирована и не обменивается теплом с окружающей средой. Температуру стенки в начальный момент примем одинаковой по сечению и равной $T_{\text{ст}_0} < T_r$. В начальный момент ($\tau = 0$) тепловой поток от газа к стенке равен

$$q = \alpha_r (T_r - T_{\text{ст}_0}).$$

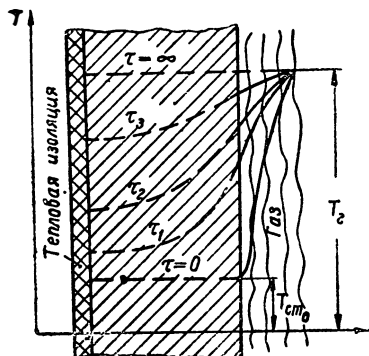
Постепенно стенка нагревается; температура ее растет. Поскольку тепло распространяется от внутренней поверхности стенки к внешней, то температура внутренней поверхности $T_{\text{ст}_r}$ в процессе нагревания выше температуры наружной поверхности $T_{\text{ст}_\text{нар}}$. Одновременно с ростом температуры стенки падает удельный тепловой поток от газа к стенке, так как уменьшается разность между температурами газа и стенки. По истечении некоторого времени (теоретически бесконечно большого) температура стенки станет повсюду одинаковой и равной температуре газа, передача тепла от газа к стенке прекратится. На фиг. 7.9 показан профиль температур в стенке в различные моменты времени. На фиг. 7.10 показан характер изменения температур стенки и удельного потока во времени.

Для определения изменения температуры твердой стенки во времени или для определения времени нагрева стенки до данной температуры необходимо провести решение задачи нестационарной теплопроводности, т. е. задачи о распространении тепла в стенке при изменяющихся во времени температурах отдельных точек стенки. Аналитическое решение задачи нестационарной теплопро-

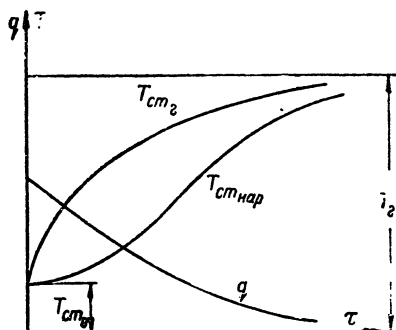
водности для тел произвольной формы встречает значительные трудности. Такое решение получено для тел простой формы (плоская стенка, цилиндр, шар) при ряде упрощающих предпосылок.

Для плоской стенки дифференциальное уравнение нестационарной теплопроводности, в отличие от уравнения стационарной теплопроводности Фурье, имеет вид:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (7.15)$$



Фиг. 7.9. Изменение профиля температур в стенке при ее нагреве.



Фиг. 7.10. Изменение температуры стенки и удельного теплового потока во времени.

при условии, что тепло распространяется только перпендикулярно поверхности стенки и перетекание тепла вдоль стенки отсутствует

(т. е. $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$).

В формуле (7.15) величина $a = \frac{\lambda_{ст}}{C_{ст} \gamma_{ст}}$ представляет коэффициент температуропроводности $\left[\frac{м^2}{час} \right]$.

Для упрощения решения примем параметры стенки ($\lambda_{ст}$, $C_{ст}$, $\gamma_{ст}$), а также величину α_r не зависящими от температуры стенки. Вследствие громоздкости математических операций, опустим подробное решение уравнения (7.15) и дадим лишь конечный результат применительно к температуре стенки со стороны газа $T_{стг}$ при граничных условиях, отмеченных в вышерассмотренном примере.

Как показывает решение этой задачи, искомая величина есть функция целого рода величин:

$$T_{стг} = f(\tau, \delta, \lambda_{ст}, a, \alpha_r, T_r).$$

Однако при более глубоком анализе оказывается, что эти величины могут быть сгруппированы в два безразмерных критерия:

$$Bi = \frac{\alpha_r \delta}{\lambda_{ст}} \text{ — критерий Био;}$$

$$Fo = \frac{a \tau}{\delta^2} \text{ — критерий Фурье.}$$

Тогда решение, полученное в виде ряда Фурье, имеет вид:

$$\frac{T_r - T_{ст_r}}{T_r - T_{ст_0}} = \frac{\vartheta}{\vartheta_0} = \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cos \mu_n e^{-\mu_n^2 Fo}, \quad (7.16)$$

где A_n — коэффициент ряда Фурье;

μ_n — корень характеристического уравнения;

$T_{ст_r}$ — текущая температура стенки со стороны газа.

Величины A_n и μ_n зависят только от Bi .

В ряде случаев уравнение (7.16) может быть упрощено.

Так, при значениях $Bi \leq 0,1$ (при любых Fo) и при значениях $Fo \geq 0,3$ (при любых Bi) с достаточной для расчета точностью можно пренебречь всеми числами ряда, начиная со второго. Тогда

$$\frac{\vartheta}{\vartheta_0} = A_1 \cos \mu_1 e^{-\mu_1^2 Fo} = P e^{-\mu_1^2 Fo}. \quad (7.17)$$

Значения P и μ_1 в зависимости от Bi представлены в табл. 7.2.

Таблица 7.2

Bi	μ_1^2	P	Bi	μ_1^2	P	Bi	μ_1^2	P	Bi	μ_1^2	P
0,00	0,00	1,000	0,28	0,256	0,912	1,8	1,09	0,587	9	2,00	0,196
0,01	0,01	0,997	0,3	0,272	0,906	2,0	1,162	0,559	10	2,04	0,180
0,02	0,0199	0,993	0,35	0,312	0,891	2,2	1,222	0,535	12	2,08	0,152
0,04	0,0397	0,987	0,4	0,352	0,877	2,4	1,277	0,510	14	2,12	0,132
0,06	0,0584	0,981	0,45	0,389	0,863	2,6	1,332	0,488	16	2,16	0,116
0,08	0,0778	0,974	0,5	0,424	0,849	2,8	1,380	0,468	18	2,20	0,104
0,1	0,0968	0,967	0,55	0,462	0,836	3,0	1,420	0,448	20	2,24	0,094
0,12	0,115	0,960	0,6	0,497	0,823	3,5	1,520	0,406	25	2,27	0,076
0,14	0,134	0,954	0,70	0,564	0,798	4,0	1,59	0,370	30	2,30	0,065
0,16	0,152	0,948	0,8	0,626	0,774	4,5	1,66	0,338	35	2,33	0,056
0,18	0,170	0,942	0,9	0,684	0,751	5,0	1,73	0,314	40	2,35	0,050
0,2	0,187	0,936	1,0	0,740	0,729	5,5	1,78	0,293	50	2,37	0,040
0,22	0,205	0,930	1,2	0,841	0,689	6,0	1,82	0,273	70	2,40	0,0286
0,24	0,222	0,924	1,4	0,931	0,653	7	1,90	0,241	100	2,42	0,020
0,26	0,239	0,918	1,6	1,016	0,619	8	1,95	0,216	∞	2,467	0,0

Из табл. видно, что при $Bi \leq 0,1$, $P \approx 1$ и $\mu_1^2 \approx Bi$. Поэтому в этом случае решение принимает наиболее простой вид:

$$\vartheta = \vartheta_0 e^{-Bi Fo}. \quad (7.17a)$$

Если $Fo < 0,3$ и $Bi > 0,10$, то следует учитывать и более высокие члены ряда, что осложняет вычисления. В данном случае более удобно пользоваться графиком для $\frac{\vartheta}{\vartheta_0}$ как функции критериев

Bi и Fo , представленном на фиг. 7.11.

§ 7.2. ТЕПЛОПЕРЕДАЧА ОТ ГАЗА К СТЕНКЕ КАМЕРЫ СГОРАНИЯ И СОПЛА ЖРД

Передача тепла от горячих газов к стенкам камеры сгорания и сопла в ЖРД происходит путем конвекции и лучеиспускания. Вдоль камеры сгорания и сопла удельные тепловые потоки меняются, так как изменяются параметры газа, определяющие теплообмен между газом и стенкой.

При рассмотрении конвективного теплового потока необходимо учесть, что камера двигателя и даже сопло представляют собой начальный участок движения газа. Если в начале камеры сгорания, у головки, имели место неравномерное распределение соотношения компонентов по сечению потока и связанная с этим неравномерность температуры и состава газа, то это распределение, в зависимости от масштаба неравномерности, сохраняется на той или иной длине двигателя. В этом случае конвективный теплообмен будет определяться составом и температурой слоя газа, прилегающего к стенке — пристеночного слоя.

Другой особенностью конвективного теплообмена в ЖРД является наличие диссоциированных продуктов сгорания (в случае применения высококалорийных рабочих тел). Частицы газа, попадающие из области высоких температур в область низких температур у стенки, переносят туда не только тепло, определяемое суммой теплосодержания и кинетической энергии, но и тепло, выделяемое при охлаждении газа, вследствие его рекомбинации, что повышает теплоотдачу в стенку.

Рассмотрим качественно изменение конвективного теплового потока вдоль двигателя. Для простоты рассуждений примем температуру стенки $T_{сг}$ со стороны газа вдоль двигателя одинаковой; в действительности она обычно неодинакова; изменение ее зависит от организации охлаждения двигателя, причем обычно наибольшее значение $T_{сг}$ достигается в области критического сечения сопла. Сделанное допущение не влияет на характер распределения конвективного удельного теплового потока.

Проследим за изменением α_r вдоль двигателя. Изменение его определяется главным образом изменением плотности тока γw ; поэтому α_r вдоль камеры сгорания меняется мало; вдоль сопла α_r растет до критического сечения (вследствие роста плотности тока), а затем падает. Температура торможения газа вдоль камеры сгорания вначале растет вследствие происходящих процессов смесеобразования и сгорания, а затем остается практически постоянной, так как теплоотвод в стенку мал по сравнению с полным теплосодержанием газа. В итоге распределение q_k по длине двигателя определяется главным образом изменением α_r и имеет вид, указанный на фиг. 7.13. На начальном участке q_k растет вследствие роста температуры газа и затем до сопла остается почти неизменным. На докритическом участке сопла величина q_k резко растет вследствие увеличения коэффициента теплоотдачи. На закритическом участке сопла удельные тепловые потоки уменьшаются главным образом вследствие понижения α_r .

Конвективный тепловой поток определяется формулой (7.8). Для его определения необходимо знание коэффициента теплоотдачи от газа к стенке, температуры торможения газа и температуры стенки. Последняя величина зависит от метода и интенсивности охлаждения двигателя и при расчете обычно задается исходя из свойств материала и ресурса двигателя и затем уточняется при окончательном расчете охлаждения двигателя.

Величина температуры газа на участке после сгорания как в камере сгорания, так и в сопле одинакова и может быть определена из расчета. На участке от головки до конца сгорания как температура, так и состав продуктов сгорания, от которого зависит α_r , определяются динамикой процессов смесеобразования и сгорания. Динамика этих процессов в настоящее время расчету не поддается; значение удельных конвективных потоков в расчете принимают на всем участке камеры сгорания постоянным и равным значению в начальном сечении сопла.

Наиболее трудным при изучении и расчете конвективных тепловых потоков является определение величины α_r . Одним из методов определения α_r и q_k является метод пересчета их, причем за исходные данные для расчета могут быть взяты данные экспериментов или результаты подробного расчета, полученные на двигателе, подобном рассчитываемому.

Для пересчета α_r и q_k воспользуемся уравнением (7.7)

$$Nu = A Re^m Pr^n \left(\frac{T_r^*}{T_{сr_r}} \right)^p, \quad (7.18)$$

где T_r заменено на T_r^* .

Раскрывая левую часть уравнения и решая ее относительно α_r , получим:

$$\alpha_r = A \frac{\lambda}{D} Pr^n Re^m \left(\frac{T_r^*}{T_{сr_r}} \right)^p. \quad (7.19)$$

Как следует из кинетической теории газов, критерий Pr для газов зависит только от их атомности: для одноатомных газов $Pr = 0,67$, для двухатомных $Pr = 0,72$, для трехатомных $Pr = 0,8$. Учитывая, что средняя атомность продуктов сгорания различных горючих смесей практически одинакова, величина Pr может быть принята постоянной. Тогда уравнение (7.19), с раскрытием значения Re , примет вид:

$$\alpha_r = A_1 \left(\frac{\mu}{D} \right)^{1-m} C_p (\gamma w)^m \left(\frac{T_r^*}{T_{сr_r}} \right)^p. \quad (7.20)$$

В последней формуле удобно сделать замену:

$$w\gamma = w_{кр} \gamma_{кр} \frac{F_{кр}}{F} = \frac{\lambda p_{кр}^*}{f \sqrt{RT_r^*}},$$

$$\bar{f} = \frac{F}{F_{кр}}$$

Подставляя значение $\gamma_{\text{св}}$ в уравнение (7.20) и вводя величину $d = \frac{D}{D_{кр}}$, получим:

$$\alpha_r = A_2 C_p \left(\frac{u}{\bar{d} D_{кр}} \right)^{1-m} \left(\frac{p_{к*}}{\bar{f}} \right)^m \frac{1}{R^2 T_r^{*2} T_{сг}^p}$$

Значения m и p определяются из опыта.

Обозначим величины, относящиеся к исходным данным, индексом «0», а к искомым — индексом «1». Разделив α_{r1} на α_{r0} и имея в виду, что в обоих случаях рассматриваются сходственные сечения ($\bar{d}_1 = d_0$, $\bar{f}_1 = f_0$), получим:

$$\alpha_{r1} = \alpha_{r0} \left(\frac{D_{кр0}}{D_{кр1}} \right)^{1-m} \left(\frac{p_{к1}^*}{p_{к0}^*} \right)^m \frac{S_1}{S_0}, \quad (7.21)$$

где

$$S = \frac{C_p u^{1-m}}{R^2 T_r^{*2} T_{сг}^p}. \quad (7.22)$$

Приняв $m = 0,82$, имеем:

$$\alpha_{r1} = \alpha_{r0} \left(\frac{D_{кр0}}{D_{кр1}} \right)^{0,15} \left(\frac{p_{к1}^*}{p_{к0}^*} \right)^{0,85} \frac{S_1}{S_0}. \quad (7.23)$$

Нетрудно видеть, что формула для пересчета удельных конвективных потоков будет иметь вид:

$$q_{к1} = q_{к0} \left(\frac{D_{кр0}}{D_{кр1}} \right)^{0,18} \left(\frac{p_{к1}^*}{p_{к0}^*} \right)^{0,82} \frac{S_1}{S_0}, \quad (7.24)$$

где

$$S = s (T_r^* - T_{сг}). \quad (7.25)$$

Величина S зависит от состава и температуры продуктов сгорания (что определяется типом применяемой горючей смеси и коэффициентом избытка окислителя) и температуры стенки.

Чем больше коэффициент избытка окислителя в области $\alpha < 1$ и меньше температура стенки, тем больше S , т. е. тем больше удельный тепловой поток (фиг. 7.12). Изменение S с изменением α определяется в основном зависимостью от α температуры газа T_r^* .

Продукты сгорания ЖРД практически не содержат твердых частичек и излучение их является газовым. Поэтому лучистый тепловой поток описывается, например, формулой (7.11). Как известно, температура продуктов сгорания в современных ЖРД достигает величины 3000°abs и более, а температура стенок не превосходит обычно 1000°C . При таком соотношении между T_r и $T_{сг}$

второй член формулы (7.11) составляет не более 3—5% от первого. Учитывая, что в ЖРД, особенно в сопле, на долю лучистого теплового потока приходится меньшая часть суммарного теплового потока, можно пренебречь величиной

$\left(\frac{T_{ст}}{100}\right)^4$ в формуле (7.11).

В этом случае

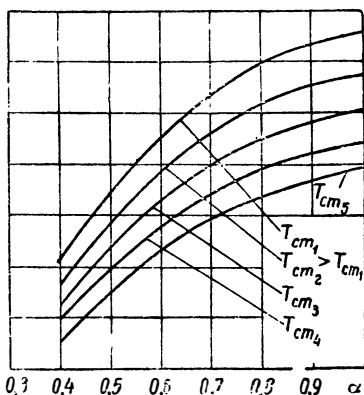
$$q_{л} = \epsilon_{г} \epsilon'_{ст} C_0 \left(\frac{T_{г}}{100}\right)^4, \quad (7.26)$$

где $\epsilon'_{ст}$ — эффективная степень черноты стенки.

$$\epsilon'_{ст} = \frac{\epsilon_{ст} + 1}{2}.$$

Излучение продуктов сгорания в современных ЖРД определяется практически излучением H_2O и CO_2 , причем наибольшая часть приходится на долю водяного пара.

Значения $\epsilon_{ст}$ для некоторых материалов приведены в табл. 7.3.



Фиг. 7.12. Зависимость величины S от коэффициента избытка окислителя и температуры стенки.

Таблица 7.3

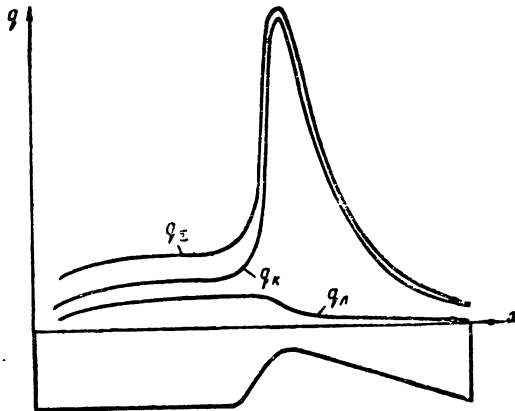
Степень черноты $\epsilon_{ст}$ некоторых материалов

Название материала	$t^{\circ}C$	$\epsilon_{ст}$
Алюминий полированный	225 — 575	0,039 — 0,057
Алюминий, окисленный при 600°C	200 — 600	0,11 — 0,19
Железо полированное	425 — 1020	0,144 — 0,377
Железо окисленное	125 — 525	0,78 — 0,92
Сталь листовая шлифованная	940 — 1100	0,55 — 0,61
Сталь, окисленная при 600°C	200 — 600	0,8
Медь, окисленная при 600°C	200 — 600	0,57 — 0,87
Никель, окисленный при 600°C	200 — 600	0,37 — 0,48
Хромоникель	125 — 1034	0,64 — 0,76
Сажа	95 — 270	0,952

Рассмотрим изменение лучистого теплового потока вдоль двигателя. Величина $q_{л}$ определяется, главным образом, температурой газа и степенью черноты газа $\epsilon_{г}$. Температура газа на начальном участке камеры сгорания растет, а в сопле падает. Степень черноты газа также уменьшается вдоль сопла вследствие падения давления газа. Правда, наличие рекомбинации продуктов сгорания в сопле приводит к некоторому росту доли H_2O и CO_2 , а рост сечения сопла приводит к росту длины луча, тем не менее влияние падения давления преобладает.

* Вывод формулы (7.26) здесь не дается.

В итоге распределение удельных лучистых тепловых потоков вдоль двигателя имеет вид, показанный на фиг. 7.13. На начальном участке камеры сгорания q_{\perp} растет вследствие роста температуры газа, затем вдоль камеры сгорания лучистый тепловой поток остается практически неизменным, а на участке сопла уменьшается вследствие уменьшения температуры и степени черноты газа.



Фиг. 7.13. Изменение удельных тепловых потоков вдоль камеры сгорания и сопла.

Расчет лучистых тепловых потоков ведется по формуле (7.26), для чего необходимо знание трех величин (T_r , ϵ_r и $\epsilon_{ст}$). Степень черноты стенки зависит от материала, а также его обработки и состояния: наличия окисной пленки, сажи и т. д. (табл. 7.4). Степень черноты газа определяется формулой (7.14); значения величин, входящих в формулу (7.14), определяются из графиков, которые можно найти в курсах теплопередачи. Парциальные давления p_{H_2O} и p_{CO_2} , необходимые для нахождения ϵ_{CO_2} и ϵ_{H_2O} , определяются из термодинамического расчета.

Как и конвективные потоки, лучистые тепловые потоки в расчете вдоль камеры сгорания принимаются постоянными и равными таковым в начале сопла. Величина q_{\perp} в начальном сечении сопла определяется по параметрам продуктов сгорания в камере сгорания, полученным из термодинамического расчета. На участке сопла лучистый тепловой поток определяется по параметрам газа в данном сечении сопла, причем изменение температуры вдоль сопла может быть определено по уравнению политропы, а изменение p_{H_2O} и p_{CO_2} можно с достаточной точностью принять пропорциональным изменению общего давления продуктов сгорания.

Распределение q_{\perp} по соплу можно построить по его значениям в трех сечениях: в начале сопла, в критическом и в выходном сечениях.

Изменение полного удельного теплового потока q_{Σ} вдоль двигателя, получаемое сложением q_k и q_{λ} , показано на фиг. 7.13. Удельные тепловые потоки на двигателях, работающих при $p_k = 20 \div 30$ ата, и на компонентах типа азотная кислота — керосин, или им акалогичных, имеют в среднем следующие значения:

в камере сгорания (в начале сопла)

$$q_{\Sigma} = (1 \div 3) \cdot 10^6 \text{ кал/м}^2 \text{ час};$$

при этом на долю удельного конвективного теплового потока приходится $q_k = (0,65 \div 0,75) q_{\Sigma}$;

в критическом сечении сопла

$$q_{\Sigma} = (5 \div 12) \cdot 10^6 \text{ кал. м}^2 \text{ час.}$$

причем

$$q_k = (0,95 \div 0,97) q_{\Sigma};$$

в выходном сечении сопла

$$q_{\Sigma} = (1 \div 2) \cdot 10^6 \text{ кал/м}^2 \text{ час},$$

причем

$$q_k = (0,95 \div 0,98) q_{\Sigma}.$$

Доля q_{λ} в величине q_{Σ} зависит от абсолютных размеров двигателя, так как ими определяется степень черноты газа.

Если рассматривать полное количество тепла, отдаваемое газом в стенки двигателя в единицу времени, то оказывается, что лучистый поток составляет 15 — 25% от суммарного. Очевидно, что доля лучистого потока зависит от соотношения размеров камеры сгорания и сопла и абсолютных размеров двигателя. Таким образом, основную роль в теплообмене между газом и стенкой в ЖРД играет конвективный теплообмен. Роль лучистого теплового потока относительно велика в камере сгорания. В закрытой части сопла она мала и соизмерима с величиной точности определения суммарных тепловых потоков. Максимум полного удельного теплового потока приходится на область критического сечения сопла, поэтому эта часть двигателя является наиболее нагруженной в тепловом отношении.

Влияние различных факторов на тепловой поток от газа к стенке. С ростом температуры продуктов сгорания растут как конвективные, так и лучистые тепловые потоки. Так, при применении жидкого кислорода и керосина удельные тепловые потоки на 60 — 70% выше, чем при применении азотной кислоты и керосина.

Коэффициент избытка окислителя через температуру газа и отчасти его состав также оказывает влияние на величину тепловых потоков. На фиг. 7.14 показана примерная зависимость удельного теплового потока от коэффициента избытка окислителя; там же приведено изменение удельной тяги.

С увеличением давления в камере сгорания растут тепловые потоки. Рост конвективных тепловых потоков связан с увеличением коэффициента теплоотдачи из-за увеличения плотности газа. Из формулы (7.23) следует, что

$$\alpha_r \div \div p_k^{0,82}.$$

Если при этом считать $T_{cT_r} = \text{пост}$, то и

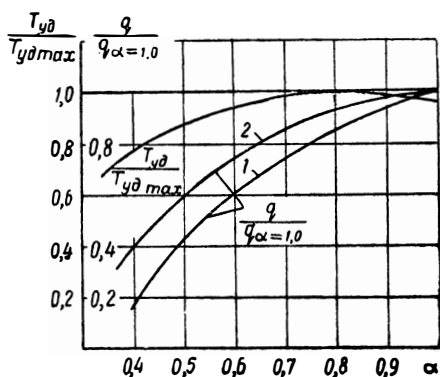
$$q_k \div \div p_k^{0,82}. \quad (7.27)$$

Лучистый тепловой поток также меняется при изменении p_k вследствие изменения степени черноты газа, однако в несколько меньшей степени, чем конвективный.

Имея в виду, что лучистый тепловой поток составляет относительно меньшую долю в суммарном, при приближенных расчетах можно полагать

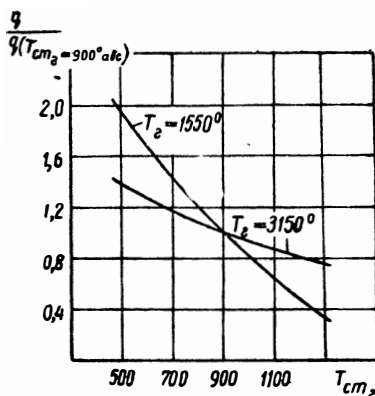
$$q_{\Sigma} \div \div p_k^{0,8}. \quad (7.28)$$

Величина температуры стенки со стороны газа оказывает меньшее влияние на тепловые потоки, чем температура газа, поскольку



Фиг. 7.14. Зависимость удельной тяги и удельного теплового потока от коэффициента избытка окислителя.

1 — $T_{cT_r} = \text{пост}$; 2 — $T_{cT_r} = \text{var}$.



Фиг. 7.15. Влияние T_{cT_r} на удельные тепловые потоки.

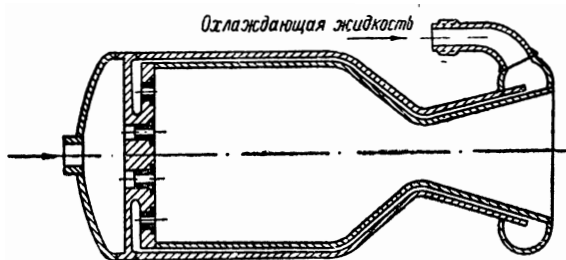
ку она может меняться в меньших пределах. Не оказывая практически влияния на лучистый тепловой поток, T_{cT_r} несколько влияет на конвективный тепловой поток, и тем сильнее, чем меньше величина температуры газа, как это нетрудно видеть из формулы Ньютона. Если двигатель работает при коэффициенте избытка окислителя, близком к оптимальному значению, и имеет равномерное распределение соотношения компонентов по сечению, то

обычно $T_{ст}$ составляет 0,2—0,3 от температуры газа и влияние ее на тепловой поток невелико: изменение $T_{ст}$ на 10% изменяет тепловой поток всего на 3—4%.

Если двигатель работает при пониженных значениях α или имеет неравномерное распределение компонентов по сечению с малыми значениями α в пристеночном слое, то влияние $T_{ст}$ на тепловые потоки сильнее (фиг. 7.15). Последнее обстоятельство может быть использовано, например, при внешнем охлаждении двигателя для уменьшения количества тепла, отдаваемого в охлаждающую жидкость, путем повышения температуры стенки (если это допускает материал стенки).

§ 7.3. МЕТОДЫ ОХЛАЖДЕНИЯ ЖИДКОСТНО-РЕАКТИВНОГО ДВИГАТЕЛЯ

Применение искусственного охлаждения двигателя позволяет поддерживать температуру стенок на определенном уровне, не превышающем допустимого предела в процессе всего периода работы двигателя. Это достигается постоянным отводом тепла от стенок камеры сгорания и сопла какой-либо жидкостью, обычно горючим и окислителем, а чаще одним из них. Такой метод охлаждения двигателя называется внешним проточным охлаждением. В этом случае камера и сопло снабжаются охлаждающей рубашкой, и в зазоре протекает охлаждающая жидкость. Схема двигателя с внешним проточным охлаждением показана на фиг. 7.16.



Фиг. 7.16. Схема внешнего проточного охлаждения ЖРД

Если не применяется искусственное охлаждение двигателя, то температура стенок не остается постоянной, достигая к конечному моменту работы двигателя допустимого предела. Тепло, идущее от газа к стенке, в этом случае поглощается материалом стенок. Так как при этом используется аккумулирующая способность материала стенок, т. е. его тепловая емкость, то данный метод охлаждения двигателя называется емкостным. Длительность работы двигателя в этом случае зависит от размеров и назначения двигателя, температуры газов, допустимой температуры стенок и аккумулирующей способности материала стенок.

В ЖРД применяется также внутреннее охлаждение. Под внутренним охлаждением понимаются различные методы пониже-

ния удельных тепловых потоков от газа к стенке. Естественно, что понижение тепловых потоков во всех случаях облегчает решение задачи охлаждения двигателя. Внутреннее охлаждение обычно носит вспомогательный характер и используется в сочетании с другими, хотя принципиально с помощью внутреннего охлаждения можно довести тепловые потоки до нуля и таким образом обеспечить поддержание температуры стенки на определенном уровне без применения каких-либо иных мер. Однако это связано с большими потерями в удельной тяге двигателя. Сочетание внешнего и внутреннего охлаждений должно быть подчинено задаче обеспечения экономичности, надежности и веса силовой установки в целом.

§ 7.4. ВНУТРЕННЕЕ ОХЛАЖДЕНИЕ

Простейшим способом уменьшения тепловых потоков является понижение режима работы двигателя (снижение p_k) или температуры продуктов сгорания уменьшением коэффициента избытка окислителя и разбавлением одного из компонентов инертным веществом, например водой. Так, на двигателе ракеты V-2 горючее (этиловый спирт) разбавляли водой в количестве 25%; давление в камере сгорания на этом двигателе равнялось всего 15 *ата*. Такие методы понижения тепловых потоков являются нецелесообразными, поскольку они сопровождаются значительным ухудшением экономичности двигателя. Поэтому в настоящее время обычно используются специальные, более экономичные методы понижения тепловых потоков.

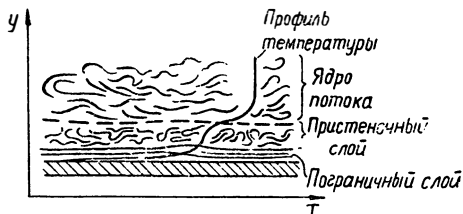
Из таких методов получили применение следующие:

1) понижение удельных тепловых потоков уменьшением температуры пристеночного слоя продуктов сгорания путем уменьшения коэффициента избытка окислителя в последнем;

2) понижение удельных тепловых потоков созданием слоя тонкой пленки жидкости вдоль внутренней поверхности стенки, изолирующей последнюю от горячих газов.

В первом случае используется то обстоятельство, что теплообмен определяется составом и температурой пристеночного слоя газа. Поэтому, вместо того, чтобы уменьшать температуру продуктов сгорания во всем сечении потока, путем уменьшения среднего значения коэффициента избытка окислителя во всей камере, достаточно понизить α только в пристеночном слое ($\alpha_{ст}$). Этот вид внутреннего охлаждения получил название «метода газовой завесы» (фиг. 7.17).

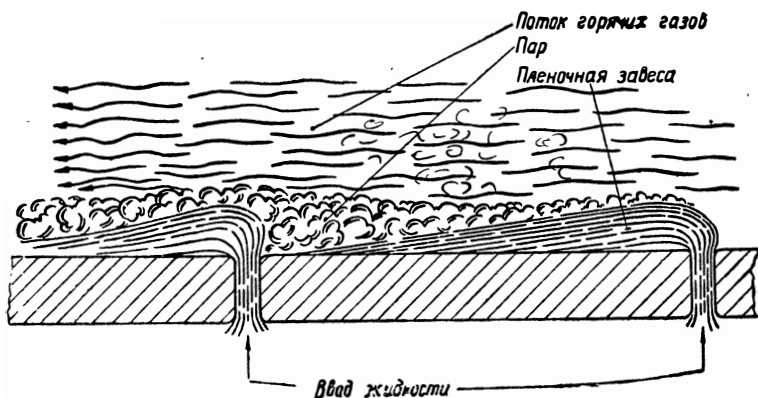
Второй вид внутреннего охлаждения получил название «метода пленочного охлаждения» (фиг. 7.18), или пленочной завесы.



Фиг. 7.17 Схема газовой завесы.

Конструктивно внутреннее охлаждение двигателя может быть оформлено следующими способами:

- 1) с помощью головки;
- 2) вводом жидкости через специальные отверстия в стенке;
- 3) с помощью пористых стенок.



Фиг. 7.18. Схема пленочной завесы

Организация внутреннего охлаждения с помощью головки

Было указано, что имеющая место у головки неравномерность распределения α по сечению камеры, в зависимости от масштаба этой неравномерности, сохраняется на той или иной длине двигателя. Это обстоятельство используется для создания газовой завесы с помощью головки. Форсунки располагаются таким образом, чтобы при соотношении компонентов в основной центральной части потока, близком к оптимальному, на периферии у стенки иметь соотношения расходов окислителя и горючего, соответствующие малым значениям α , что приводит к пониженным значениям температуры газа у стенки, а следовательно, и к уменьшению q_k . Наличие газовой завесы понижает также и лучистые тепловые потоки, поскольку пристеночный слой, имеющий в сравнении с ядром потока более низкую температуру, поглощает часть лучистой энергии, идущей от горячих газов в ядре потока.

Газовая завеса, являясь эффективным методом понижения тепловых потоков, в то же время приводит к потерям в удельной тяге, поскольку скорость истечения газов, соответствующая коэффициенту избытка окислителя в пристеночном слое ниже, чем при $\alpha = \alpha_{опт}$. При проектировании двигателя с газовой завесой следует стремиться к уменьшению потерь. При данном значении $\alpha_{ст}$ это может быть достигнуто уменьшением количества вещества, идущего на газовую завесу, т. е. уменьшением слоя газа, имеющего пониженное значение α . Однако в этом отношении имеются ограничения, так как чем тоньше этот слой, тем быстрее он пере-

мешается с ядром потока и тем раньше перестанет существовать газовая завеса.

Потери в удельной тяге $\Delta T_{уд}$, связанные с газовой завесой, могут быть оценены в предположении отсутствия смешения между газовой завесой и ядром потока и полного сгорания смеси как в ядре потока, так и в пристеночном слое, следующим образом:

$$\Delta T_{уд} = T_{уд\alpha_{опт}} - T_{уд} \quad (7.29)$$

где $T_{уд\alpha_{опт}}$ — теоретическая удельная тяга двигателя при условии одинакового всюду значения $\alpha = \alpha_{опт}$;
 $T_{уд}$ — удельная тяга двигателя с газовой завесой.

Считая, что коэффициент избытка окислителя в ядре потока равен оптимальному значению $\alpha_{опт}$, а в пристеночном слое $\alpha_{ст}$, получим:

$$\Delta T_{уд} = g_{гз} (T_{уд\alpha_{опт}} - T_{уд\alpha_{ст}}), \quad (7.30)$$

или в процентах:

$$\delta T_{уд} \% = 100 \frac{\Delta T_{уд}}{T_{уд\alpha_{опт}}} = 100 g_{гз} \left(1 - \frac{T_{уд\alpha_{ст}}}{T_{уд\alpha_{опт}}} \right); \quad (7.31)$$

здесь $g_{гз}$ — относительное количество газов, образующих газовую завесу.

Если принять $\alpha_{опт} = 0,9$, то при принятых допущениях потери в удельной тяге будут иметь значения, приведенные в табл. 7.4.

Сравнение данных табл. 7.4 с данными фиг. 7.14 показывает, что ценой незначительных потерь в удельной тяге можно существенно понизить теплоотдачу от газа в стенки двигателя. Следует, однако, иметь в виду, что вычисления, результаты которых приведены в табл. 7.4, были проведены исходя из некоторого минимально необходимого расхода горючей смеси на газовую завесу. Задача проектирования головки — обеспечить это минимально необходимое количество.

Создание газовой завесы имеет и другое преимущество: стенку в этом случае обтекает газ с малыми значениями α , в котором практически отсутствуют свободные окислительные элементы. Этот слой газа предохраняет стенку от выжигания, что, несомненно, способствует увеличению ресурса двигателя.

При правильном проектировании головки можно добиться существенного понижения тепловых потоков при сравнительно не-

Таблица 7.4

Процент потерь в величине удельной тяги в зависимости от $\alpha_{ст}$ ($\alpha_{опт} = 0,9$)

$\alpha_{ст}$	0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,4
$\delta T_{уд} \%$ ($g_{гз}=0,2$)	0,0	0,3	0,6	1,2	2,4	4,4
$\delta T_{уд} \%$ ($g_{гз}=0,4$)	0,0	0,6	1,2	2,4	4,8	8,8

больших потерях в удельной тяге. Неправильно спроектированная головка может быть причиной прогара стенок двигателя из-за горения смеси непосредственно на стенке, а также из-за попадания окислителя на стенку.

В эксплуатации засорение форсунок горючего на периферии головки может привести к росту тепловых потоков вдоль соответствующей образующей камеры, а поэтому к местному повышению температуры стенки и, возможно, к прогару стенок.

Организация внутреннего охлаждения вводом жидкости через стенку

В данном случае в том или ином сечении двигателя через большое число специальных отверстий вводится жидкость (чаще горючее), образующая тонкую пленку, которая изолирует стенку от воздействия горячих газов. Пленка жидкости движется по направлению к соплу, воспринимает тепло от горячих газов и испаряется. На участке испарения стенка, покрытая жидкой пленкой, имеет температуру, близкую к температуре кипения жидкости, поскольку почти все тепло, отдаваемое газами, воспринимается жидкостью. Лишь часть лучистого теплового потока (лучи с длинами волн, для которых пленка прозрачна), проходя пленку, попадает на стенку. Поэтому на этом участке тепловые потоки в стенку незначительны при условии, что стенка равномерно покрыта пленкой жидкости. Теплообмен, особенно конвективный, между жидкой пленкой и газами существенно отличается от такового между газом и твердой стенкой. Пары, отходящие от пленки, в известной мере изолируют горячие газы от пленки, что естественно понижает конвективный теплообмен между газом и жидкой пленкой. С другой стороны, если пленка образуется компонентом рабочего тела, то пары, идущие от пленки, могут вступать в химическую реакцию, что повышает количество тепла, идущего на нагрев и испарение пленки.

Значительное влияние на теплообмен и стабильность пленки оказывает состояние ее поверхности. Если толщина пленки превосходит толщину ламинарного подслоя (подсчеты показывают, что для воды последняя равна всего $10^{-3} \div 10^{-4}$ мм), то поверхность пленки находится в зоне турбулентного движения и под воздействием турбулентных пульсаций делается волнистой, что усиливает теплообмен и способствует отрыву частиц жидкости от пленки; это ведет к ускорению ее разрушения.

На скорость испарения жидкой пленки влияют физические параметры жидкости: теплота испарения, давление насыщенных паров и др.

Вопросы движения, теплообмена и испарения жидкой пленки в настоящее время изучены мало. Поэтому возможна лишь приближенная оценка длины участка испарения пленки, при заданном расходе жидкости на создание пленки, если принять, что тепловые потоки от газа к пленке имеют такое же значение, что и от газа к твердой стенке.

В этом случае длину $l_{\text{исп}}$ участка испарения при данном расходе охладителя можно найти последовательными приближениями. Для этого необходимо ориентировочно задаться значением $l_{\text{исп}}$ (от места ввода пленки) и, определив на данном участке распределение тепловых потоков (считая $T_{\text{ср}} \approx T_s$), найти тепловой поток на участке $l_{\text{исп}}$. Для этого предполагаемый участок испарения следует разбить на ряд более мелких участков и, определив тепло, отданное в стенки на каждом из них, найти тепловой поток на всем участке испарения:

$$Q = \sum Q_i = \sum S_i q_{\text{ср}i},$$

здесь Q — тепловой поток на i -м участке;

S_i — поверхность i -го участка;

$q_{\text{ср}i}$ — средний удельный тепловой поток на i -м участке.

Величину Q следует сравнивать с количеством тепла, необходимого для нагрева и испарения пленки:

$$Q_{\text{необх}} = 3600G_{\text{ж}} [r + C_p (T_s - T_{\text{вх}})]; \quad (7.32)$$

где $G_{\text{ж}}$ — секундный расход жидкости на пленку;

r — теплота испарения;

C_p — теплоемкость жидкости;

$T_{\text{вх}}$ — температура жидкости на входе в камеру;

T_s — температура насыщенного пара.

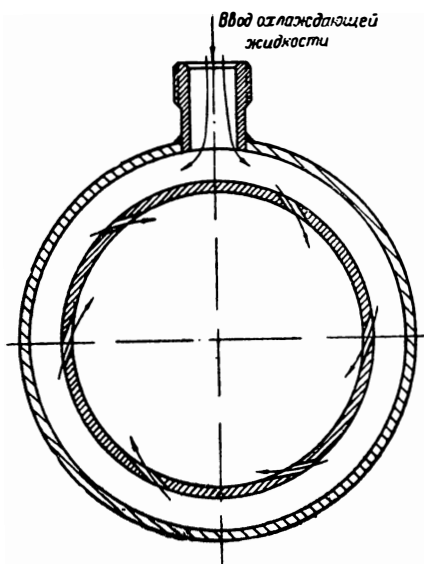
Если $Q_{\text{необх}} \neq Q$, то следует задаваться новым значением $l_{\text{исп}}$ и повторить расчет. Длина участка испарения будет тем меньше, чем больше давление, температура и скорость газа, обтекающего пленку, и тем больше, чем больше скрытая теплота испарения и температура кипения жидкости. Аналогичным методом можно решить обратную задачу: определить необходимый расход охладителя при заданной величине $l_{\text{исп}}$.

За участком полного испарения пленки, если нет нового кольца отверстий для ввода жидкости, стенка омывается парами, которые, постепенно перемещиваясь с продуктами сгорания пристеночного слоя, образуют слой относительно холодного газа у стенки. Таким образом, при вводе жидкости через отверстия в стенке понижение удельных тепловых потоков имеет место не только на участке, где стенка непосредственно изолирована пленкой жидкости (пленочная завеса), но и дальше по потоку газа, где образуется пристеночный слой с пониженной температурой газа (газовая завеса). В связи с этим ввод жидкости через стенку может применяться как для создания газовой завесы, так и для обеспечения пленочного охлаждения.

При организации ввода жидкости через стенку важное значение приобретает вопрос обеспечения устойчивого движения пленки жидкости, при котором пленка прилегала бы к стенкам. Если ввод жидкости производится через радиальные отверстия, как это,

например, сделано на двигателе ракеты V-2 (см. фиг. 4.21), то для того, чтобы она не фонтанировала внутрь камеры сгорания,

а стекала бы вдоль стенки, подавать ее следует под малыми перепадами давления. Одной из мер, обеспечивающих устойчивое движение пленки, является подача жидкости через тангенциальные отверстия (фиг. 7.19). Благодаря вращательному движению под действием центробежных сил, пленка устойчиво прилегает к стенке и движется по ней. Для того, чтобы обеспечить возможно более длительное существование пленки, следует стремиться к уменьшению ее толщины, стремясь в пределе к толщине ламинарного подслоя. Уменьшение толщины пленки может быть достигнуто понижением расхода жидкости через кольцо отверстий, что ведет к увеличению числа их. Предельным случаем будет ввод жидкости через пористые стенки.

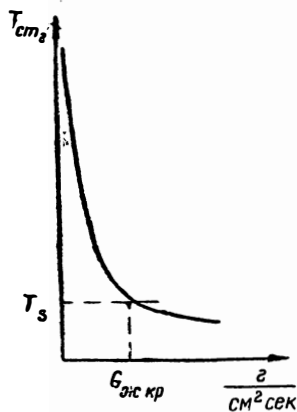


Фиг. 7.19. Тангенциальный ввод жидкости через стенку.

Организация внутреннего охлаждения с помощью пористых стенок

Пористые стенки изготавливаются из металлических порошков специальными методами порошковой металлургии; они могут быть изготовлены из железа, меди, нержавеющей стали и др. Температура пористой стенки существенно зависит от расхода жидкости через нее. Опыты показывают наличие некоторого критического расхода, при котором температура стенки становится равной температуре кипения жидкости. В этом случае, как нетрудно видеть, жидкость, проходя через стенку, не успевает испариться и, следовательно, стенка со стороны газа омывается жидкостью.

Величина критического расхода зависит как от свойств жидкости (теплоты испарения, химической активности по отношению к потоку газа и др.), так и от параметров газового потока (температуры, давле-



Фиг. 7.20 Зависимость температуры $T_{стг}$ пористой стенки со стороны газа от расхода жидкости через нее.

ния, скорости, химического состава). Качественное влияние указанных свойств и параметров очевидно. Как видно из фиг. 7.20, уменьшение расхода жидкости ниже критического приводит к резкому росту $T_{ст}$. Последнее указывает на то, что стенка со стороны газа уже не омывается сплошным слоем жидкости. В этом случае жидкость, проходя через стенку, частично или полностью испаряется. Такой режим охлаждения хотя и связан с повышением температуры стенки, но является более выгодным, поскольку в этом случае уменьшается расход жидкости.

Тзян указывает, ссылаясь на опыт, что испарение жидкости в пределах стенки приводит к неустойчивому процессу и большим колебаниям температуры. Охлаждение будет наиболее равномерным и экономичным, если испарение жидкости происходит на внешней поверхности стенки и через поры стенки проходит пар. В этом случае уменьшение теплового потока от газа к стенке происходит за счет вдувания относительно холодного пара в пограничный слой газа. Попадающее на стенку тепло идет на нагрев паров, проходящих через стенку, и на нагрев и испарение жидкости на внешней поверхности стенки.

Охлаждение с помощью пористых стенок не нашло пока практического применения; отдельные исследования показывают, что этот метод является экономичным способом охлаждения двигателя. Так, по данным О. Лютца, для обеспечения пористого охлаждения двигателя при $n_k = 36 \text{ ага}$ и $T_r = 2400^\circ \text{ абс}$ необходимый расход охлаждающей жидкости составляет всего 2% от расхода горючего и окислителя. Более поздние исследования показали возможность пористого охлаждения при невысоких потерях в удельной тяге при более высоких температурах газов в камере.

Одной из главных задач является получение материалов высокой прочности и с равномерной пористостью. Невыполнение последнего условия приводит к неравномерному расходу охлаждающей жидкости через поверхность стенки и к неравномерному полю температур стенки.

§ 7.5. ЕМКОСТНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ

При емкостном охлаждении температура стенок двигателя с течением времени не остается постоянной, поэтому время его работы ограничено. Когда температура стенки приближается к температуре плавления материала стенок или к более низкой, выше которой прочность материала стенок становится недостаточной, то дальнейшая работа двигателя становится опасной из-за возможности прогорания или разрушения стенок. Чтобы замедлить процесс нагрева стенки до предельно допустимой температуры (т. е. продлить время работы двигателя), увеличивают толщину стенок. Увеличение удельной теплоемкости материала стенок также способствует замедлению процесса нагрева. Емкостное охлаждение применяется на двигателях кратковременного одноразового действия, поскольку увеличение времени его работы

связано с утолщением стенок и, следовательно, с утяжелением двигателя.

Двигатели с емкостным охлаждением обычно называются неохлаждаемыми, так как в них отсутствуют специальные конструктивные устройства для охлаждения. Преимуществом этих двигателей является простота устройства. Некоторым несущественным недостатком является то, что тепло, отданное в стенки двигателя, не возвращается в камеру сгорания. При проектировании неохлажденного двигателя требуется определить необходимую толщину стенок для заданного времени его работы. Опытные данные, на которые можно было бы опереться в этом вопросе, пока отсутствуют.

Известны отдельные конструкции неохлаждаемых ЖРД. Так, неохлаждаемый двигатель немецкого зенитного снаряда «Тайфун» с тягой в 800 кг при $p_k = 50 \text{ ата}$ работал около 3 сек. на азотной кислоте и тонке. Стальные стенки этого двигателя имели толщину 3 мм. Другой двигатель «Шмиддинг» с тягой 600 кг работал 10 сек. Двигатель имел толстые стенки из алюминиевого сплава; в критическое сечение вставлялся вкладыш из стали.

Аналитическое определение необходимой толщины стенки или, что то же, определение изменения температуры стенки во времени при заданной ее толщине, как было уже отмечено, встречает значительные трудности. Применительно к ЖРД может быть сделан ряд упрощающих предпосылок для приближенных расчетов и проведения качественных сравнений.

Будем считать стенки двигателя плоскими, что допустимо лишь при малых значениях отношения толщины стенки к диаметру. Далее примем, что коэффициент теплоотдачи α_r , а также физические параметры стенки в процессе ее нагрева остаются неизменными. Для уменьшения ошибки, вносимой этими допущениями, в расчетах следует принимать величины α_r , $\lambda_{ст}$, $C_{ст}$ при некотором среднем значении температуры стенки в предполагаемом интервале ее изменения. В камере сгорания, где доля лучистого теплового потока относительно велика, следует в расчет вводить некоторую условную величину коэффициента теплоотдачи

$$\alpha_r' = \alpha_r + T_{г*} \frac{q_{л}}{T_{г*} - T_{стг}}$$

В сопле лучистым тепловым потоком можно пренебречь. Приближенность расчета связана также и с тем, что недостаточно ясно вопрос о выборе допустимой температуры стенки $T_{ст, доп}$. Величина ее, повидимому, зависит не только от свойств материала, но также от толщины стенки и профиля температур в стенке.

Полученная расчетом толщина стенки определяется условиями охлаждения двигателя. Очевидно, что эта величина должна быть проверена и уточнена из условия прочности. Если критерий $Vi > 0,1$, то задача решается подбором; задавшись рядом значений толщины δ при заданном времени работы двигателя, опреде-

ляют соответствующие значения $\frac{\delta}{\delta_0}$ с помощью формулы (7.17) и табл. 7.2, если $Fo \geq 0,3$, или с помощью графика фиг. 7.11, если $Fo < 0,3$. Построив кривую $\frac{\delta}{\delta_0} = f(\delta_0)$, нетрудно найти необходимую величину $\delta_{необх}$ при заданном $T_{ст, доп} (\delta_{доп})$.

При $Bi \leq 0,1$ можно воспользоваться формулой (7.17а). В этом случае необходимое значение $\delta_{необх}$ получается непосредственно при заданных τ и $\frac{\delta}{\delta_0}$. Действительно, логарифмируя уравнение (7.17 а) и решая его относительно δ , получим

$$\delta = \frac{\tau \alpha_r'}{C_{ст} \gamma_{ст}} \frac{\lg e}{\lg \frac{\delta_0}{\delta_{доп}}} \quad (7.33)$$

Представляет интерес рассмотреть некоторые результаты расчета, проведенного на основе рассмотренной методики. В качестве примера возьмем двигатель со стальными стенками при $p_k = 20 \div 25$ ата. Будем считать, что предельно допустимой температурой стенки со стороны газа является температура, близкая к температуре плавления и равная 1400°C . Поскольку стенка приобретает эту температуру в последний момент работы двигателя, такое допущение можно признать приемлемым.

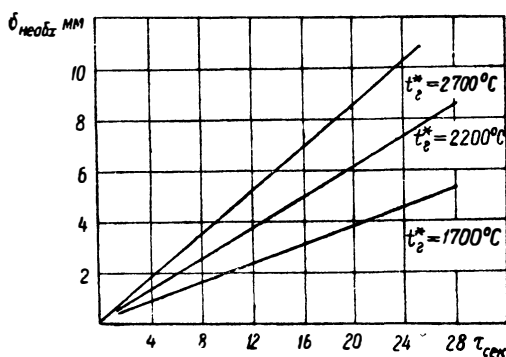
Результаты расчета, в виде зависимости необходимой толщины стенки от времени работы двигателя, для камеры сгорания приведены на фиг. 7.21.

В расчетах принимались: $\alpha_r' = 1000 \text{ кал/м}^2 \text{ час } ^\circ\text{C}$; $\lambda_{ст} = 40 \text{ кал/м час } ^\circ\text{C}$; $a = 45 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2/\text{час}$. Расчеты проведены для трех значений температур газа:

- 1) $t_r^* = 2700^\circ\text{C}$, что соответствует примерно работе двигателя без газовой завесы;
- 2) $t_r^* = 2200^\circ\text{C}$;
- 3) $t_r^* = 1700^\circ\text{C}$.

Последние два случая соответствуют работе двигателя с газовой завесой.

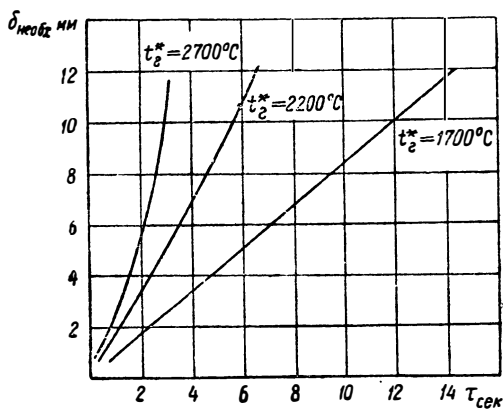
Пользуясь данными фиг. 7.21, сравним веса неохлаждаемого



Фиг. 7.21. Зависимость необходимой толщины стенки камеры сгорания от времени работы двигателя

двигателя и двигателя, имеющего внешнее охлаждение. Камера сгорания двигателей с внешним охлаждением с тягой, примерно, до 5 т имеет толщину стенок 1,5 ÷ 2 мм; такую же толщину имеет и охлаждающая рубашка. Исходя из этого, можно считать, что камера сгорания двигателя с емкостным охлаждением без газовой завесы легче камеры сгорания с внешним охлаждением при времени работы меньше 9 сек. При наличии газовой завесы одинаковые веса получаются при $\tau = 13 \div 22$ сек.

На участке критического сечения $\delta_{н.о.с.к.}$, естественно, больше. На фиг. 7.22 приведена зависимость $\tau_{необх} = f(\tau)$ для участка критического сечения ($\alpha_r' \approx 5000$ кал/м² час °С). Видно, что при отсутствии газовой завесы необходимая толщина стенки имеет значительную величину уже при $\tau = 3$ сек. При наличии газовой завесы при $\tau = 10 \div 15$ сек необходимая толщина стенки в области критического сечения сопла равна 8 ÷ 12 мм. Учитывая, что вес области критического сечения невелик в сравнении с весом камеры, эту величину можно считать приемлемой. Приведенные данные приближенного расчета позволяют заключить, что при емкостном охлаждении двигателя весьма полезным является применение газовой завесы, поскольку последнее позволяет значительно понизить толщину стенок двигателя, а следовательно, и его вес. Интересно отметить, что в этом случае применение газовой завесы не



Фиг. 7.22. Зависимость необходимой толщины стенки в критическом сечении сопла от времени работы двигателя.

всегда связано с увеличением потерь в удельной тяге, так как одновременно уменьшается количество тепла, отданного в стенки.

Приведенные данные расчетов, в силу их приближенности, позволяют лишь ориентировочно судить о целесообразности применения емкостного охлаждения (если исходить из веса и простоты двигателя). С ростом давления в камере сопоставимые веса неохлаждаемых двигателей и двигателей с внешним охлаждением по-

лучаются при меньшем времени работы.

Изыскание и применение более жаропрочных и тугоплавких материалов, а также специальных мер, как, например, покрытие внутренней поверхности двигателя термостойкими материалами, позволят повысить время действия неохлаждаемых двигателей.

§ 76. ВНЕШНЕЕ ПРОТОЧНОЕ ОХЛАЖДЕНИЕ

Внешнее проточное охлаждение двигателя называют также регенеративным, поскольку при этом практически все тепло, отданное в стенки, возвращается обратно в камеру сгорания. Так как в этом случае температура стенок поддерживается постоянной в процессе всего установившегося периода работы двигателя, то толщина стенок не лимитируется их нагревом, а определяется лишь прочностью двигателя. Более того, как будет видно из дальнейшего, уменьшение толщины стенок облегчает задачу охлаждения двигателя. Внешнее проточное охлаждение двигателя чаще применяется в сочетании с внутренним.

Теплопередача к охлаждающей жидкости

При внешнем проточном охлаждении тепловой поток от газа к стенке равен тепловому потоку через стенку и тепловому потоку от стенки к охлаждающей жидкости. Если пренебречь разницей между величинами внутренней и внешней поверхностей стенки, то в этом случае можно считать равными и удельные тепловые потоки:

$$q_{\Gamma} = q_{\text{ст}} = q_{\text{ж}} = q,$$

где q_{Γ} , $q_{\text{ст}}$ и $q_{\text{ж}}$ — удельные тепловые потоки соответственно от газа к стенке, в стенке и от стенки в охлаждающую жидкость.

Известно, что

$$q_{\Gamma} = \alpha_{\Gamma}' (T_{\Gamma}^* - T_{\text{ст}}); \quad (7.34)$$

$$q_{\text{ст}} = \frac{\lambda_{\text{ст}}}{\delta} (T_{\text{ст}} - T_{\text{ст,ж}}); \quad (7.35)$$

$$q_{\text{ж}} = \alpha_{\text{ж}} (T_{\text{ст,ж}} - T_{\text{ж}}). \quad (7.36)$$

Решая совместно эти уравнения, получим:

$$q = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{\Gamma}'} + \frac{\delta}{\lambda_{\text{ст}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{ж}}}} (T_{\Gamma}^* - T_{\text{ж}}). \quad (7.37)$$

Величину $\frac{1}{\alpha_{\Gamma}'} + \frac{\delta}{\lambda_{\text{ст}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{ж}}}$ часто называют тепловым сопротивлением. Следовательно, тепловое сопротивление складывается из сопротивления газа $\left(\frac{1}{\alpha_{\Gamma}'}\right)$, сопротивления стенки $\left(\frac{\delta}{\lambda_{\text{ст}}}\right)$ и сопротивления охлаждающей жидкости $\left(\frac{1}{\alpha_{\text{ж}}}\right)$. Следует отметить, что основной величиной является тепловое сопротивление газа. Действительно, для ЖРД характерны следующие значения величин, вхо-

дящих в уравнение (7.37):

$$\alpha_{\Gamma} = 10^3 \div 10^4 \text{ кал/м}^2 \text{ час}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}; \quad \alpha_{\text{ж}} = (2 \div 5) \cdot 10^4 \text{ кал/м}^2 \text{ час}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C};$$

$$\frac{\lambda}{\delta} = (2 \div 20) \cdot 10^4 \text{ кал м}^2 \text{ час}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}.$$

При осуществлении внешнего охлаждения двигателя необходимо обеспечить такую величину $\alpha_{\text{ж}}$, при которой температура стенки со стороны газа не превышала допустимых пределов. Нетрудно видеть, что для этого температура стенки со стороны жидкости $T_{\text{ст.ж}}$ должна иметь вполне определенное значение:

$$T_{\text{ст.ж}} = T_{\text{ст.г}} - \frac{q}{\lambda_{\text{ст}}} \delta. \quad (7.38)$$

В свою очередь, обеспечение необходимой величины $T_{\text{ст.ж}}$ сводится к получению вполне определенного значения $\alpha_{\text{ж}}$; на основании уравнения (7.36) имеем:

$$\alpha_{\text{ж}} = \frac{q}{T_{\text{ст.ж}} - T_{\text{ж}}}.$$

Если величина коэффициента теплоотдачи от стенки к охлаждающей жидкости будет меньше необходимой, то это повлечет за собой рост $T_{\text{ст.ж}}$, а следовательно, и $T_{\text{ст.г}}$.

Для определения величины $\alpha_{\text{ж}}$ можно воспользоваться экспериментальной формулой, полученной на основе обобщения большого числа опытов по исследованию конвективного теплообмена между стенкой и жидкостью при турбулентном ее движении в гладких прямых каналах.

$$\text{Nu} = 0,023 \text{ Re}^{0,8} \text{ Pr}^{0,4}. \quad (7.39)$$

Эта формула применима при $\text{Re} \geq 10^4$ и $\text{Pr} = 0,7 - 2500$ и при условии, что температура стенки $T_{\text{ст.ж}}$ ниже температуры T_s кипения охлаждающей жидкости.

Раскрывая критерии подобия в формуле (7.39), получим:

$$\frac{\alpha_{\text{ж}} D}{\lambda} = 0,023 \left(\frac{w \gamma D}{\mu g} \right)^{0,8} \left(\frac{g \mu C_p}{\lambda} \right)^{0,4}.$$

Решая относительно $\alpha_{\text{ж}}$ и учитывая размерности входящих в нее величин, получим

$$\alpha_{\text{ж}} = 0,245 \frac{(w \gamma)^{0,8}}{D^{0,2}} k_{\text{ж}}, \quad (7.40)$$

где

$$k_{\text{ж}} = \frac{C_p^{0,4}}{\mu^{0,4}} \lambda^{0,6}.$$

Значение физических параметров жидкости следует подставлять в формулу (7.40) при средней температуре, равной

$$T_{\text{ср}} = \frac{T_{\text{ст.ж}} + T_{\text{ж}}}{2}.$$

В формулу (7.40) отдельные величины следует подставлять в следующих размерностях:

$$\omega - \text{м.сек}; \quad \gamma - \text{кг м}^3; \quad C_p - \text{кал/кг}^\circ\text{С}; \quad D - \text{м};$$

$$\mu - \text{кг сек/м}^2; \quad \lambda - \text{кал м час}^\circ\text{С}.$$

Зависимость $k_{\text{ж}}$ от температуры для некоторых жидкостей представлена на фиг. 7.23.

Поскольку в охлаждающей рубашке сечение канала обычно не круглое, то понятие «диаметр» лишено смысла. Поэтому в случае каналов, имеющих некруглое сечение, вводится понятие «эквивалентный диаметр» — $D_{\text{эки}}$, равный

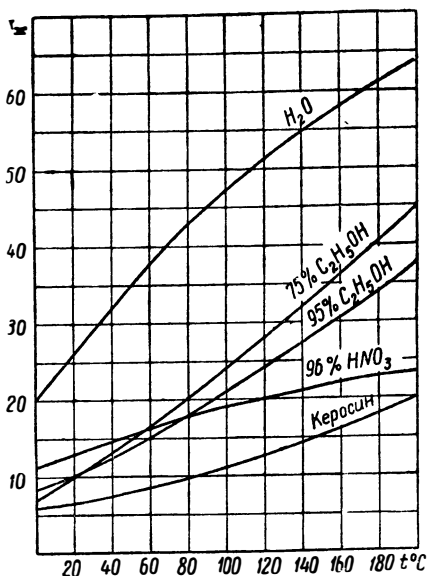
$$D_{\text{эки}} = \frac{4F}{\Pi}, \quad (7.41)$$

где F — площадь поперечного сечения канала;

Π — периметр сечения канала.

Из формулы (7.40), а также из соображений, приведенных ранее, следует, что величина $\alpha_{\text{ж}}$ определяется физическими параметрами охлаждающей жидкости, а также скоростью ее движения. Поэтому получение необходимой величины $\alpha_{\text{ж}}$ при данных физических параметрах сводится к обеспечению определенной скорости движения охлаждающей жидкости в канале. Поскольку охладителем обычно является один из компонентов (или оба) * и расход его определяется необходимой тягой двигателя, то нетрудно видеть, что последнее условие сводится к получению определенного сечения канала охлаждающей рубашки.

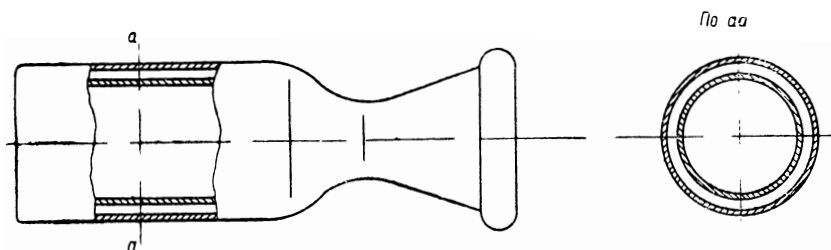
Применяются рубашки различных конструкций и с каналами различных форм. Наиболее простой является рубашка с кольце-



Фиг. 7.23. Зависимость комплекса $k_{\text{ж}}$ от температуры.

* На английском ЖРД «Скример», работающем на жидком кислороде и нефтяном горючем, охлаждение осуществляется водой, которая после охлаждения через отверстие в стенке поступает внутрь камеры сгорания. Расход воды составляет 17% от общего расхода.

вым каналом. Такой двигатель показан на фиг. 7.24. В некоторых случаях вдоль канала прокладываются ребра, при этом жидкость протекает в продольных каналах, образованных ребрами. На фиг. 7.25 показан двигатель с винтовыми каналами. Винтовые каналы обычно применяются для того, чтобы при данном зазоре между стенкой камеры и рубашкой получить более высокие скорости движения охлаждающей жидкости, чем в случае кольцевого канала.



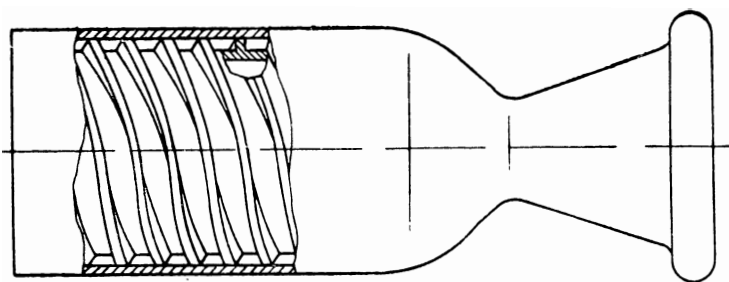
Фиг. 7.24. Камера с продольным движением охлаждающей жидкости.

Действительно, если считать, что расходы охлаждающей жидкости в обоих случаях равны, то

$$\frac{w_{\text{в}}}{w_{\text{к}}} = \frac{F_{\text{к}}}{F_{\text{в}}},$$

где $w_{\text{в}}$ — скорость охлаждающей жидкости в винтовом канале с сечением $F_{\text{в}}$;

$w_{\text{к}}$ — скорость охлаждающей жидкости в кольцевом канале с сечением $F_{\text{к}}$.



Фиг. 7.25. Камера с винтовым движением охлаждающей жидкости

Нетрудно видеть, что

$$F_{\text{к}} = \pi D \Delta \quad \text{и} \quad F_{\text{в}} = \pi D \Delta \sin \varphi;$$

поэтому

$$w_{\text{в}} = \frac{w_{\text{к}}}{\sin \varphi}; \quad (7.42)$$

здесь φ — угол подъема винтовой нарезки.

Нагрев охлаждающей жидкости

Для нормальной работы двигателя необходимо, чтобы температура $T_{\text{ж.вых}}$ охлаждающей жидкости на выходе из рубашки была ниже температуры T_s кипения при данном давлении.

Температура жидкости на выходе из рубашки определяется из условия:

$$Q = 3600 G_{\text{ж}} C_p (T_{\text{ж.вых}} - T_{\text{ж.вх}}), \quad (7.43)$$

где $T_{\text{ж.вх}}$ — температура жидкости на входе в рубашку двигателя;

C_p — теплоемкость охлаждающей жидкости;

$G_{\text{ж}}$ — секундный расход охлаждающей жидкости;

Q — суммарное количество тепла, переданное от стенок к охлаждающей жидкости (необходимый теплосъем).

Так как удельные тепловые потоки вдоль двигателя переменны, то для определения Q обычно поверхность двигателя разбивают по длине на ряд участков и суммируют тепло, переданное от каждого участка:

$$Q = \sum Q_i = \sum q_{\text{ср}i} S_i.$$

Тогда

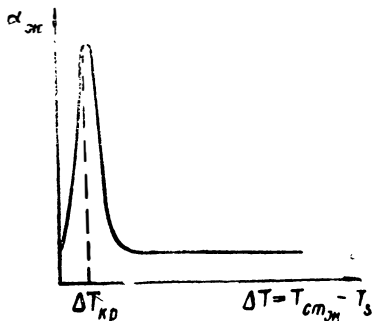
$$T_{\text{ж.вых}} = T_{\text{ж.вх}} + \frac{\sum q_{\text{ср}i} \frac{S_i}{C_{p_i}}}{3600 G_{\text{ж}}}. \quad (7.44)$$

Теплопередача к охлаждающей жидкости при ее кипении на стенке

Слой жидкости, прилегающий к стенке, имеет температуру, превышающую температуру жидкости в основной части потока $T_{\text{ж}}$. Поэтому может иметь место случай, когда $T_{\text{ж}}$ ниже температуры кипения жидкости, а $T_{\text{сг.ж}} > T_s$, т. е. при отсутствии кипения жидкости в основной части потока у стенки жидкость кипит. В этом случае процесс конвективного теплообмена отличается от случая, когда кипения у стенки нет. Если $T_{\text{сг.ж}}$ незначительно превышает температуру кипения, то на стенке образуются пузырьки пара, которые, оторвавшись от стенки, устремляются в ядро потока и конденсируются. Поперечное движение пузырьков вызывает перемешивание пограничного слоя, что интенсифицирует процесс теплоотвода от стенки и, следовательно, приводит к росту $\alpha_{\text{к}}$. Чем интенсивнее испарение жидкости с образованием отдельных пузырьков пара, перемешивающих пограничный слой, тем интенсивнее теплоотвод от стенки жидкости. Поэтому чем больше величина $\Delta T = T_{\text{сг.ж}} - T_s$, тем больше $\alpha_{\text{ж}}$. Однако это справедливо лишь до определенного предела, ибо при значительном увеличении ΔT число образующихся пузырьков становится столь большим, что они сливаются и образуют сплошную паровую пленку, изолирующую жидкость от стенки. Теплоотвод от стенки при этом резко

падает, уменьшается величина $\alpha_{ж}$, что имеет своим следствием рост температуры стенки.

Режим кипения на стенке с образованием отдельных пузырьков пара называется пузырьковым кипением. Режим кипения с образованием сплошной пленки пара называется пленочным кипением.



Фиг. 7.26. Характер зависимости коэффициента теплоотдачи от величины $\Delta T = T_{ст,ж} - T_s$.

На фиг. 7.26 приведена типичная кривая зависимости $\alpha_{ж}$ от величины ΔT . Величина $\Delta T_{кр}$, соответствующая моменту перехода от пузырькового кипения к пленочному, зависит от свойств, давления, температуры и скорости, охлаждающей жидкостью. Имеющиеся в литературе данные по теплообмену при кипении на стенке относятся главным образом к случаю свободной конвекции и при температуре жидкости, близкой или равной температуре кипения.

В этих условиях $\Delta T_{кр}$ для воды, например, равна 25°C , для бензола 47°C и т. д. Эти условия отличны от условий теплообмена в ЖРД, ибо здесь жидкость имеет скорости движения, достигающие до 20 м/сек , и температуру $T_{ж}$, значительно меньшую температуры кипения. Опыт показывает, что с ростом скорости жидкости величина $\Delta T_{кр}$ растет. Это объясняется тем, что рост турбулизации, вызванный ростом скорости, затрудняет образование устойчивой паровой пленки. В ту же сторону действует недогрев жидкости до температуры кипения: чем выше разность $T_s - T_{ж}$, тем больше $\Delta T_{кр}$, однако с ростом давления влияние недогрева падает.

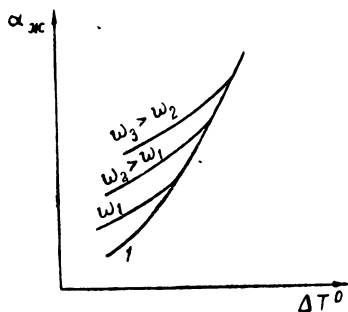
Имеющиеся опытные данные по степени увеличения $\alpha_{ж}$ при кипении на стенке также относятся к условиям, отличающимся от условий теплообмена в ЖРД. С ростом скорости движения жидкости при малых ΔT , как показывает опыт, влияние кипения на теплообмен уменьшается, поскольку увеличивается турбулизация, вызванная вынужденным движением жидкости, в сравнении с перемешиванием, вызванным кипением на стенке. При больших ΔT имеет место обратное явление. При некотором ΔT влияние вынужденного движения практически исчезает.

Влияние скорости движения жидкости на теплообмен при кипении на стенке иллюстрируется фиг. 7.27, из которой следует, что с ростом ω степень увеличения $\alpha_{ж}$ при данном ΔT за счет кипения на стенке падает. С ростом давления жидкости, как показывает опыт, степень увеличения $\alpha_{ж}$ растет.

Из приведенных сведений по теплообмену при кипении жидкости у стенки следует, что при внешнем проточном охлаждении не следует допускать $T_{ст,ж} > T_s + \Delta T_{кр}$. Кипение на стенке при $\Delta T < \Delta T_{кр}$ может быть полезным, поскольку при этом повышает-

ся коэффициент теплоотдачи от стенки к жидкости. Так, Сатточ указывает, что при $\Delta T = 10-55^\circ\text{C}$ возможно увеличение $\alpha_{ж}$ в 2 раза.

Трудно осуществить надежное охлаждение при интенсивном пузырьковом кипении в случае, когда жидкость течет по кольцевому каналу. В двигателе всегда имеет место некоторая неравномерность теплового потока по окружности камеры сгорания и сопла; в тех местах, где удельный тепловой поток выше среднего, кипение будет более интенсивным. Гидравлическое сопротивление в указанном месте также будет более высоким, что приведет к местному уменьшению скорости жидкости и, как возможному следствию, к переходу к пленочному кипению. Такое нестабильное движение жидкости при интенсивном пузырьковом кипении наиболее вероятно в широких каналах, например в кольцевых. Течение жидкости при пузырьковом кипении является более устойчивым в относительно узких каналах, например винтовых.



Фиг. 7.27. Влияние скорости движения жидкости на теплообмен при пузырьковом кипении:

1—кривая, соответствующая развитому кипению на стенке при свободной конвекции.

Факторы, влияющие на $T_{стг}$ и $T_{жвых}$

Возможность осуществления внешнего проточного охлаждения компонентами горючей смеси определяется в основном следующими двумя условиями:

1) температура жидкости на выходе из рубашки должна быть ниже температуры кипения:

$$T_{жвых} < T_s;$$

2) температура стенки со стороны газа должна быть ниже температуры, допустимой из условия жаропрочности и жаростойкости материала:

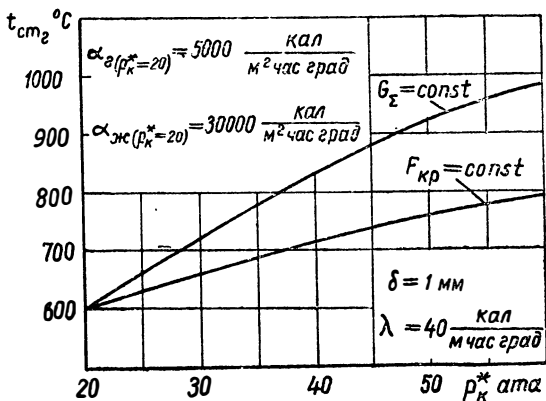
$$T_{стг} < T_{стдоп}.$$

Рассмотрим влияние некоторых факторов на величины $T_{жвых}$ и $T_{стг}$. С изменением давления в камере меняются удельные тепловые потоки, однако они будут меняться не пропорционально коэффициенту теплоотдачи, а в несколько меньшей степени. Действительно, с изменением p_k меняется σ_g , а также и $\alpha_{ж}$, если рассматривается изменение давления в камере сгорания определенного двигателя ($F_{кр} = \text{пост}$). Изменение $\alpha_{ж}$ в данном случае вызывается изменением расхода и скорости охлаждающей жидкости в рубашке, если охлаждение производится одним из компо-

центов. С изменением p_k тепловое сопротивление стенки $\frac{\delta}{\lambda_{сг}}$ не меняется; поэтому, как следует из формулы (7.37), степень изменения удельных тепловых потоков оказывается меньшей степени изменения коэффициента теплоотдачи от газа к стенке. Следовательно, с ростом p_k при $T_r = \text{const}$, неизбежен рост $T_{сг}$ [см. формулу (7.34)].

В еще большей степени будет иметь место рост $T_{сг}$ с ростом p_k , если увеличение давления в камере производится уменьшением критического сечения при неизменном расходе газа, а следовательно, и охлаждающей жидкости; в этом случае сравниваются разные двигатели, имеющие разные $F_{кр}$ и равные G_z . Большой рост $T_{сг}$ будет обусловлен тем, что при изменении давления в камере неизменным остается не только тепловое сопротивление стенки, но и охлаждающей жидкости, если зазоры в охлаждающей рубашке при разных $F_{кр}$ одинаковы. Итак, рост давления в камере затрудняет условия охлаждения двигателя с точки зрения величины $T_{сг}$ (фиг. 7.28).

Изменение p_k приводит, при $F_{кр} = \text{const}$, к пропорциональному изменению расхода охлаждающей жидкости, являющейся одним из компонентов. Количество тепла, отводимого через стенки

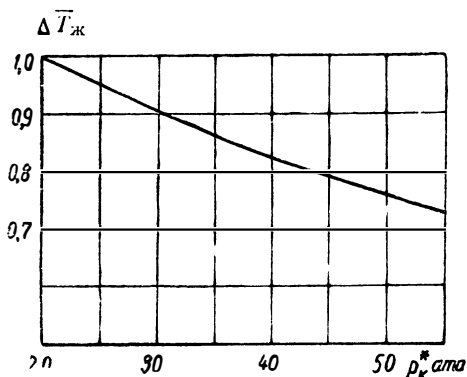


Фиг. 7.28. Влияние давления в камере сгорания на $T_{сг}$ при внешнем прогонном охлаждении.

в охлаждающую жидкость, меняется в меньшей степени. Поэтому количество тепла, приходящееся на 1 кг охлаждающей жидкости, уменьшается, а следовательно, уменьшается и температура охлаждающей жидкости на выходе из рубашки. Температура кипения T_s жидкости с ростом p_k растет, поскольку растет и давление охлаждающей жидкости. Следовательно, при прочих равных условиях, с ростом давления в камере улучшаются условия охлажде-

ния двигателя с точки зрения величины $T_{ж\text{вых}}$. На фиг. 7.29 показана зависимость величины подогрева жидкости $\Delta T_{ж} = T_{ж\text{вых}} - T_{ж\text{ух}}$ от p_k .

Таким образом, увеличение давления в камере осложняет вопрос охлаждения двигателя с точки зрения местного охлаждения



Фиг. 7.29. Влияние давления в камере сгорания на подогрев жидкости в рубашке $\Delta T_{ж}$.

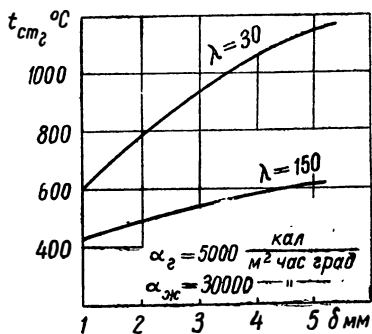
(т. е. обеспечения допустимой температуры стенки), но несколько облегчает его с точки зрения общего теплосъема.

Рост толщины стенки приводит к росту теплового сопротивления стенки, а следовательно, и к некоторому понижению удельных тепловых потоков. Однако при этом увеличиваются перепад температуры на стенке и соответственно величина $T_{сгр}$ (фиг. 7.30).

Последнее нетрудно видеть из формулы (7.34), если учесть, что изменение толщины стенки практически не влияет на α_r .

Увеличение коэффициента теплопроводности материала стенок уменьшает $T_{сгр}$; следовательно, применение более теплопроводных материалов и уменьшение толщины стенки при внешнем проточном охлаждении способствуют улучшению условий охлаждения двигателя.

С ростом тяги двигателя расход охлаждающей жидкости увеличивается пропорционально ее изменению (при неизменных p_k и T_{y1}), количество же тепла, отданное в охлаждающую жидкость, растет в меньшей степени, так как общая поверхность двигателя изменяется относительно тяги меньше, а удельные тепловые потоки почти не меняются. В итоге с ростом тяги двигателя количество



Фиг. 7.30. Влияние толщины стенки на температуру стенки со стороны газа.

тепла, приходящееся на 1 кг расхода охлаждающей жидкости, и величина $T_{\text{жвнх}}$ уменьшаются. Этим объясняются те трудности, которые встречаются при охлаждении двигателей малых тяг.

Рост температуры продуктов сгорания приводит к увеличению удельных тепловых потоков и во всех случаях к затруднениям в обеспечении внешнего проточного охлаждения двигателя. Этим объясняется необходимость усиления внутреннего охлаждения двигателя при переходе на новые высококалорийные смеси, развивающие в камере более высокие температуры. Так как усиление внутреннего охлаждения связано с потерями удельной тяги, то действительный эффект увеличения удельной тяги двигателя при переходе на высококалорийные смеси может быть меньшим, чем это следует из термодинамического расчета.

В некоторых конструкциях для улучшения охлаждения двигателя стенки снабжаются ребрами. Улучшение охлаждения двигателя связано с тем, что, благодаря увеличению внешней поверхности стенки камеры, один и тот же тепловой поток от стенки в охлаждающую жидкость будет передаваться в случае ребристой стенки при меньшей разности температур $T_{\text{ст.ж}} - T_{\text{ж}}$. Поэтому температура стенки при данном значении $\alpha_{\text{ж}}$ будет ниже. Однако теплоотдача от стенки в охлаждающую жидкость растет не пропорционально росту внешней поверхности ребристой стенки, а в меньшей степени. Последнее обстоятельство объясняется тем, что температура ребра по высоте не остается постоянной, а уменьшается вследствие отвода тепла от его граней. Поэтому заметное улучшение условий охлаждения двигателя наблюдается лишь до определенной высоты h_p ребра.

Чем больше коэффициент теплопроводности материала стенки, тем ровнее профиль температуры по высоте ребра и, следовательно, тем больше эффект применения ребер. По этой же причине относительное улучшение охлаждения двигателя при применении ребер будет тем большим, чем меньше величина коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{ж}}$.

Уменьшение толщины δ_p ребра также способствует повышению его эффективности, так как при этом растут число ребер и общая поверхность стенки, омываемая жидкостью.

Рассмотрим неоребренную стенку, имеющую поверхность S и температуру $T_{\text{ст.ж}}$, которая омывается охлаждающей жидкостью с температурой $T_{\text{ж}}$. Тепловой поток от стенки в охлаждающую жидкость в этом случае равен

$$Q = \alpha_{\text{ж}} S (T_{\text{ст.ж}} - T_{\text{ж}}).$$

Пусть часть S_1 поверхности рассматриваемой стенки покрыта ребрами. Тогда тепловой поток от стенки в охлаждающую жидкость можно представить, как сумму

$$Q' = Q_1 + Q_2,$$

где Q_2 — тепловой поток от поверхности S_2 стенки, не занятой ребрами;

Q_1 — тепловой поток от части стенки, покрытой ребрами.

Примем, что в случае ребристой стенки величины $T_{ст,ж}$ те же, что и для неоребристой стенки. Тогда

$$Q_2 = \alpha_{ж} S_2 (T_{ст,ж} - T_{ж})$$

и

$$Q_1 = \alpha_p S_1 (T_{ст,ж} - T_{ж}),$$

причем $S_1 + S_2 = S$.

Здесь $\alpha_p > \alpha_{ж}$ — некоторый эффективный коэффициент теплоотдачи, учитывающий повышение теплоотдачи, на поверхности S_1 , имеющей ребра.

Общий тепловой поток

$$Q_1' = (\alpha_{ж} S_2 + \alpha_p S_1) (T_{ст,ж} - T_{ж}).$$

Эффективность применения ребер может быть оценена отношением

$$\eta_p = \frac{Q_1'}{Q} = \frac{\alpha_p S_1}{\alpha_{ж} S} + \frac{S_2}{S}.$$

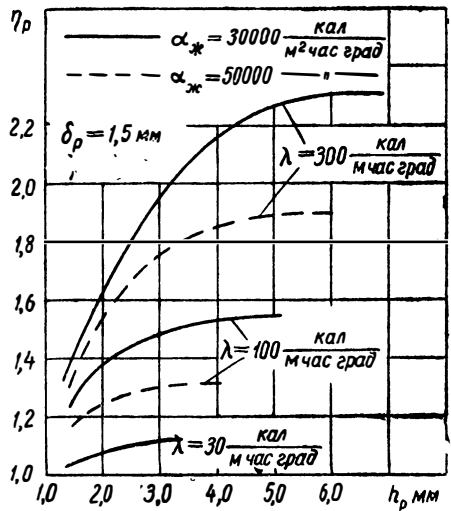
Очевидно, η_p должно быть больше единицы; тем эффективнее применение ребер, чем выше величина η_p .

Для величины α_p для плоского ребра при условии, что температура в каждом сечении по его толщине постоянна, получается выражение:

$$\alpha_p = \lambda_{ст} \sqrt{\frac{2\alpha_{ж}}{\lambda_{ст} \delta_p}} \operatorname{th} \left(\sqrt{\frac{2\alpha_{ж}}{\lambda_{ст} \delta_p}} h_p \right).$$

Здесь th — гиперболический тангенс.

На фиг. 7.31 приведены результаты расчета по этой формуле, показывающие зависимость η_p от высоты ребра.



Фиг. 7.31. Зависимость η_p от высоты ребра ($S_1 = S_2$).

Глава VIII

СИСТЕМЫ ПИТАНИЯ ЖРД

Системы питания ЖРД включают в себя баки для размещения окислителя и горючего или унитарного рабочего тела, агрегаты подачи компонентов в камеру сгорания и ряд других деталей (редуктор, клапаны и пр.), обеспечивающих нормальную работу системы питания, регулирование двигателя, его запуск и остановку.

Системы питания ЖРД можно разделить на две группы:

1) системы, в которых подача компонентов в двигатель производится насосами (насосная система питания);

2) системы, в которых подача компонентов осуществляется вытеснением их из баков газом высокого давления (баллонная система питания).

В двигателях с баллонной системой питания баки (баллоны) нагружены высоким давлением; поэтому они выполняются толстостенными и имеют больший вес в сравнении с баками двигателей с насосной подачей, в которых давление равно атмосферному или несколько его превышает (на 1—2 *атм*). Баллонная система питания применяется в двигателях с относительно невысокой тягой или малым временем работы, когда размеры и вес баков оказываются сравнительно небольшими. В двигателях с большой тягой и длительным временем работы применяются обычно насосные системы питания. На выбор системы питания оказывает влияние также назначение двигателя.

§ 8.1. НАСОСНЫЕ СИСТЕМЫ ПИТАНИЯ

Принципиальная схема насосной системы питания показана на фиг. 8.1. Газ высокого давления (воздух, азот) при открытии пускового клапана 2 поступает из баллона 1 через газовый редуктор 3 в бачок 4 и вытесняет оттуда источник рабочего тела турбины через клапан 5 в парогазогенератор 6 (ПГГ). В настоящее время чаще всего в качестве источника рабочего тела турбины применяется концентрированная перекись водорода, хотя она имеет высокую температуру замерзания и недостаточную стабильность.

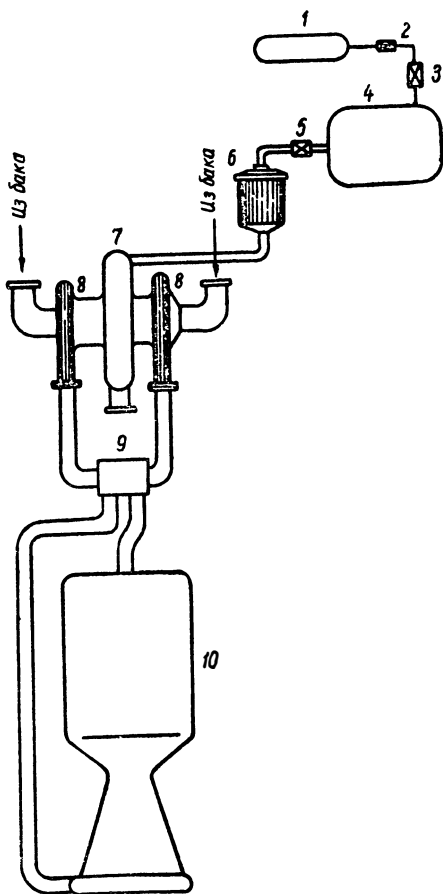
В парогазогенераторе под действием катализатора перекись водорода разлагается и образующийся парогаз, имеющий темпе-

ратуру порядка 400—500°C, при давлении 15—30 *ата* поступает в турбину 7 и приводит ее во вращение. Турбина, в свою очередь, вращает насосы 8, которые при открытом клапане 9 перекачивают окислитель и горючее из баков в камеру двигателя 10. Турбина и насосы обычно размещаются в одном агрегате, называемом гурбонасосным агрегатом (ТНА).

Турбина сообщает мощность также другим вспомогательным агрегатам, обслуживающим двигатель и летательный аппарат.

Часто перекись водорода подается в ПГГ не с помощью сжатого газа, а насосом, приводимым во вращение турбиной. В этом случае для запуска ТНА необходимо специальное устройство, обеспечивающее первоначальную подачу перекиси в ПГГ.

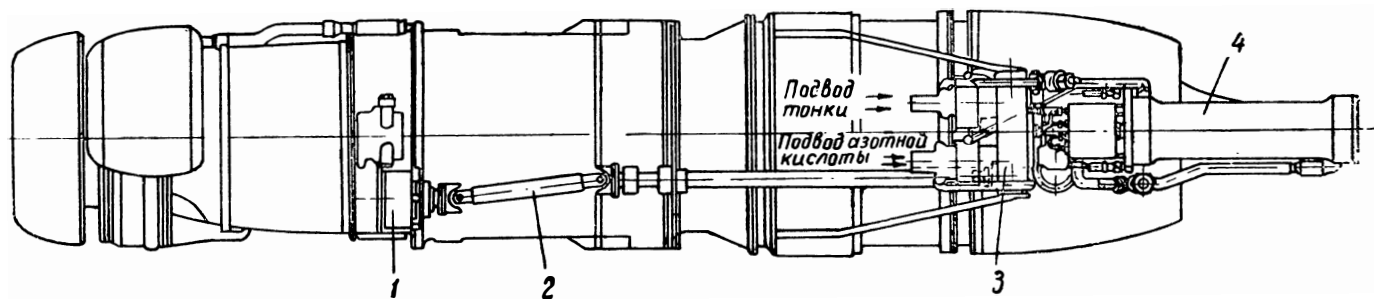
Если ЖРД применяется в комбинации с газотурбинным двигателем, то более выгодно осуществлять привод насосов от ГТД (фиг. 8.2 и 8.3). Это упрощает конструкцию силовой установки и делает ее более экономичной, поскольку расход горючего на 1 л. с. в ГТД существенно меньше расхода рабочего тела в ТНА. Если ЖРД применяется в комбинации с прямоточным воздушно-реактивным двигателем, то ТНА может быть использован также и для привода насоса горючего ПВРД.



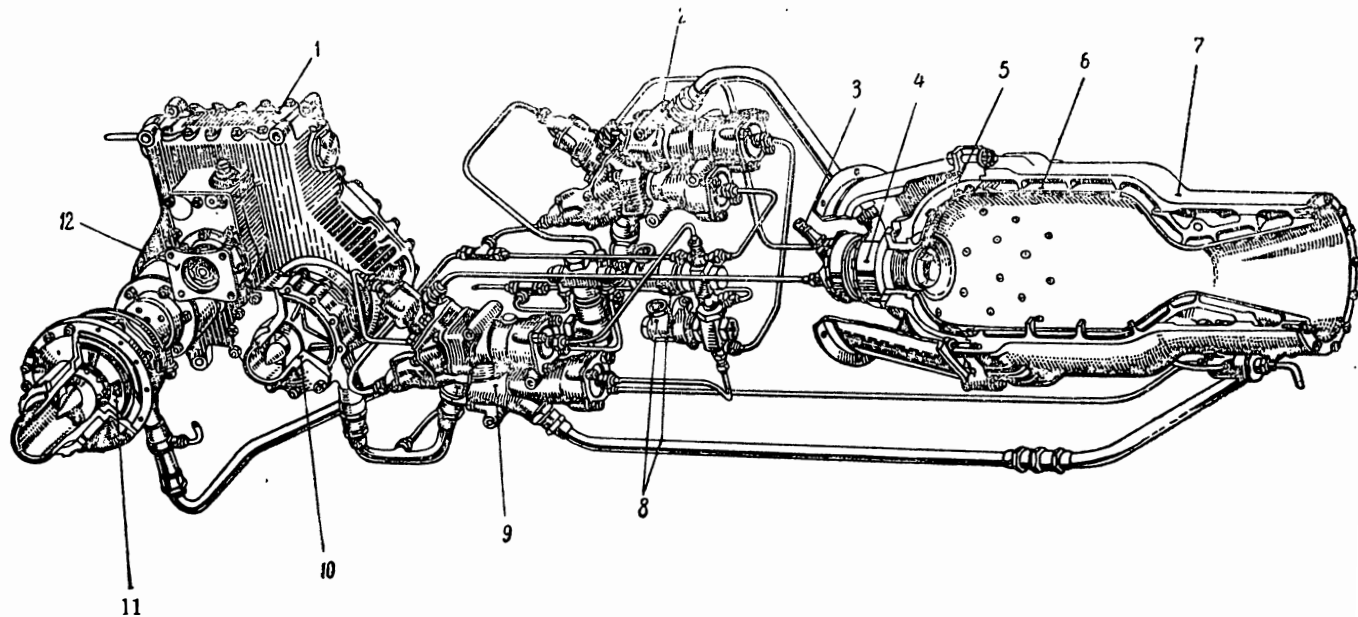
Фиг. 8.1. Схема системы питания ЖРД с насосной подачей.

§ 8.2. ПАРОГАЗОГЕНЕРАТОРЫ

Конструктивная схема и принцип действия ПГГ в значительной степени зависят от источника рабочего тела турбины. В качестве источника рабочего тела турбины могут быть использованы компоненты горючей смеси двигателя или какое-либо унитарное рабочее тело. Из унитарных рабочих тел пока широкое применение получила перекись водорода. В этом случае ПГГ отличаются простотой устройства и регулирования и представляют собой реак-



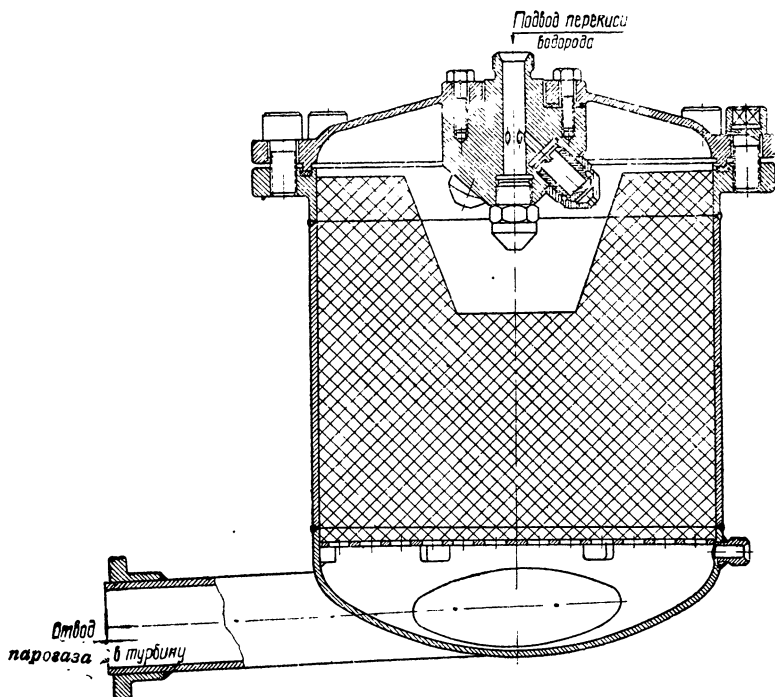
Фиг. 8.2. Установка жидкостно-реактивного ускорителя на ТРД (вид сверху).
1—гидравлическая муфта; 2—карданный вал; 3—насосный агрегат; 4—камера двигателя.



Фиг. 8.3. Система питания двигателя Армстронг—Сиддли с приводом от ТРД:

1—коробка привода насосов; 2—крановый агрегат окислителя (жидкий кислород); 3—свеча зажигания; 4—камера воспламенения; 5—форсунка окислителя; 6—камера сгорания; 7—охлаждающая рубашка; 8—пневмоэлектрокран; 9—крановый агрегат горючего (двойной раствор метилового спирта); 10—насос горючего; 11—насос окислителя; 12—фланец привода от ТРД.

тор для разложения перекиси водорода. Устройство реактора определяется типом применяемого катализатора. При применении твердого катализатора последний размещается внутри ПГГ. Перекись водорода, поступающая в реактор через центробежные форсунки, при соприкосновении с твердым катализатором разлагается и образующийся парогаз идет на турбину. Конструктивная схема такого ПГГ показана на фиг. 8.4. Катализатор размещен в пакете из металлической сетки, который вложен в корпус.



Фиг. 8.4. Парогазогенератор с твердым катализатором

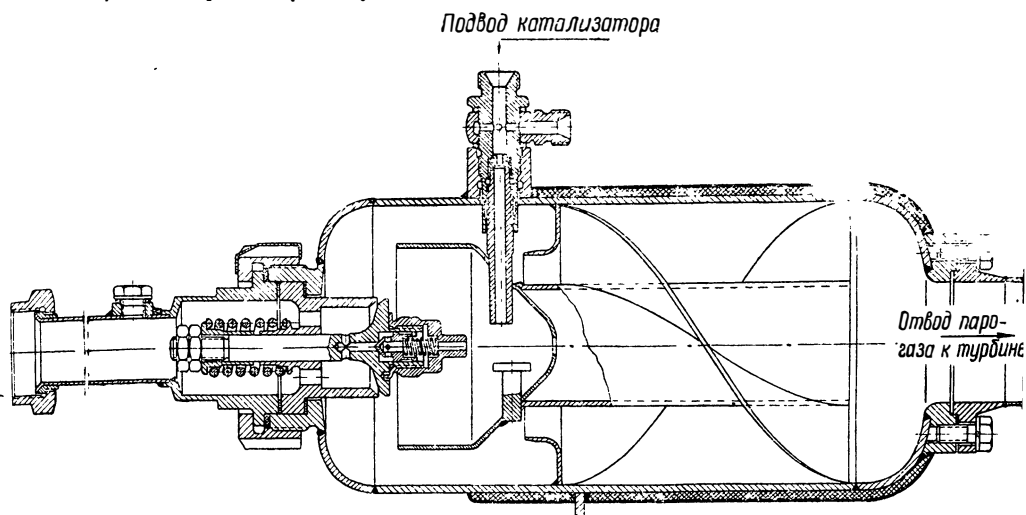
Параметры парогаса могут быть определены на основе методов, рассмотренных в гл. III. Если известны параметры парогаса (температура, давление и состав), а также мощность и к. п. д. турбины, то можно найти необходимый расход перекиси водорода.

Для проектирования ПГГ следует знать количество катализатора, необходимое для разложения заданного расхода перекиси водорода. Последнее определяется по его активности a (см. гл. II):

$$G_{\text{кат}} = \frac{G_{\text{H}_2\text{O}_2}}{a}. \quad (8.1)$$

Количество твердого катализатора в ПГГ должно быть согласовано также с его ресурсом. Для надежной работы ПГГ важен правильный выбор формы пакета с катализатором, что достигается экспериментальным путем.

Схема ПГГ с жидким катализатором показана на фиг. 8.5. Спираль в реакторе служит для создания винтового движения па-

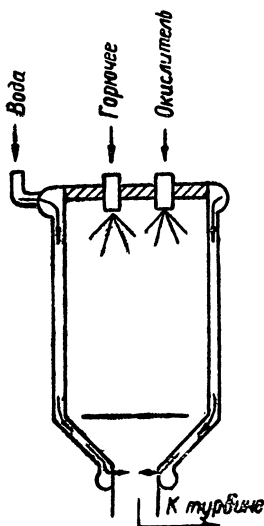


Фиг. 8.5. Парогазогенератор с жидким катализатором.

рогаза, в котором вначале могут быть еще неразложившиеся капли перекиси водорода. Винтовое движение, турбулизирующее поток, способствует лучшему перемешиванию и большей полноте реакции, ПГГ по схеме 8.5 отличается от ПГГ по схеме фиг. 8.4 несколько большей сложностью.

Выше были рассмотрены схемы ПГГ для разложения перекиси водорода. Рассмотрим теперь схемы парогазогенераторов при применении в качестве источника рабочего тела турбины компонентов горючей смеси основного двигателя. В этом случае ПГГ должен представлять собой специальную камеру сгорания. Для получения относительно невысоких температур, приемлемых для нормальной работы турбины, окислитель и горючее должны подаваться в ПГГ при низких значениях коэффициента избытка окислителя ($\alpha \approx 0,1-0,2$). В этом случае важным является выбор схемы процесса, обеспечивающей достаточную полноту горения при столь малых значениях α .

Применение в качестве источника рабочего тела турбины окислителя и горючего имеет то очевидное преимущество, что отпадает необходимость иметь на летательном аппарате еще и мутие жидкости. Однако



Фиг. 8.6. Трехкомпонентный парогазогенератор.

в этом случае ПГГ более сложны и требуют более тщательного регулирования, поскольку колебания в соотношении расходов окислителя и горючего ведут к колебаниям температуры парагаза, а следовательно, и мощности ТНА.

Разновидностью данного типа парогазогенератора является так называемый трехкомпонентный ПГГ (фиг. 8.6), в который окислитель и горючее подаются в соотношениях, близких к оптимальному, а понижение температуры газа достигается вводом в камеру сгорания третьего компонента (обычно воды). Такой ПГГ отличается еще большей сложностью регулирования, поскольку для получения парагаза со стабильными параметрами необходимо точное выдерживание соотношения расходов трех компонентов. Расчет параметров парагаза в случае трехкомпонентного ПГГ не представляет особой трудности и может быть произведен на основе методов, изложенных в гл. III. Расчет ведется без учета диссоциации, ибо при возможных температурах в ПГГ ($t < 1000^\circ\text{C}$) диссоциация отсутствует.

§ 8.3. ТУРБИНЫ

Мощность, развиваемая турбиной, выражается формулой

$$N_T = \frac{G_T h_0 \eta_T}{75 A}, \quad (8.2)$$

где G_T — секундный расход рабочего тела на турбину;
 η_T — эффективный к. п. д. турбины;
 h_0 — располагаемый теплоперепад, равный $AL_{ад}$, где

$$L_{ад} = RT_1^* \frac{k}{k-1} \left[1 - \left(\frac{p_2}{p_1^*} \right)^{\frac{k-1}{k}} \right];$$

T_1^* , p_1^* — температура и давление парагаза перед сопловым аппаратом турбины, а p_2 — давление за турбиной.

Расход рабочего тела на турбину, а следовательно, и ее экономичность зависят от эффективного к. п. д. и величины располагаемого теплоперепада, который определяется в основном температурой T_1^* и перепадом давления $\frac{p_1^*}{p_2}$.

Использование парагаза с относительно низкой температурой ($400 \div 500^\circ\text{C}$) позволяет применять для деталей турбины алюминиевые сплавы, что ведет к снижению ее веса.

Для повышения экономичности турбины рабочее тело подводится к турбине при высоких давлениях ($15-30 \text{ ата}$). При таких высоких перепадах давления даже при $t = 400 \div 450^\circ\text{C}$ располагаемый теплоперепад равен $h_0 = 120 \div 160 \text{ кал/кг}$.

При таких значениях h_0 и не очень больших мощностях турбины секундный расход рабочего тела получается малым; поэтому для получения приемлемой высоты лопаток турбины ТНА выполняют парциальными и активными.

Для срабатывания указанных выше теплоперепадов при высоких значениях η_T необходимо несколько ступеней давления. Однако в турбинах ЖРД с целью получения минимального веса и большей простоты конструкции применяются активные турбины с одной, чаще с двумя ступенями скорости. При этих условиях скорости истечения газа из сопел турбины, которые в данном случае имеют форму сопла Лавала, а также скорости набегания газа на лопатки рабочего колеса превышают скорость звука.

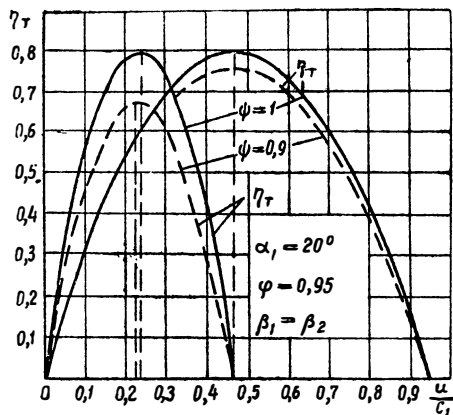
Коэффициент полезного действия турбины, как известно, в значительной степени зависит от отношения u/c_1 (фиг. 8.7), где u — окружная скорость колеса, c_1 — абсолютная скорость на выходе из соплового аппарата.

Окружная скорость колеса турбины на известных конструкциях ЖРД невелика и доходит лишь до 100—200 м/сек. Поэтому отношение u/c_1 также невелико и находится в пределах $0,07 \div 0,18$, что даже в случае 2-ступенчатых активных турбин является недостаточным.

Для повышения к. п. д. турбины необходимо увеличение окружной скорости. В случае одноступенчатой турбины для получения высоких к. п. д. необходимо иметь окружные скорости до 500 м/сек и более, что может быть получено лишь при применении в качестве материала деталей турбины специальных сталей. Чтобы уменьшить габариты ТНА и иметь приемлемые высоты лопаток, желательно получать нужные окружные скорости не путем увеличения диаметра колеса, а за счет повышения числа оборотов.

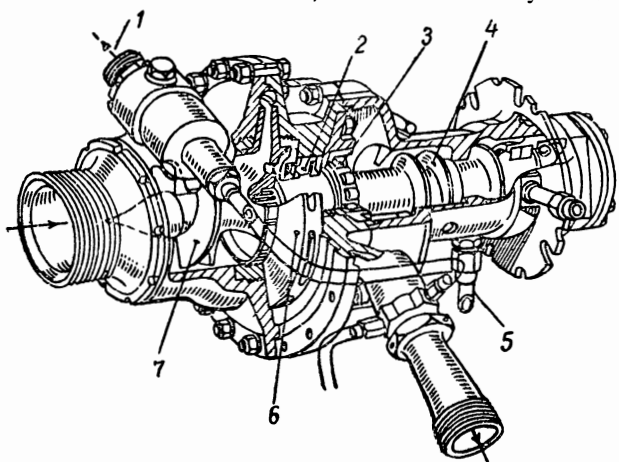
Турбонасосные агрегаты ЖРД с целью получения минимального веса часто делаются одновальными (фиг. 8.9). В этом случае максимальное число оборотов турбины ограничено условиями работы насосов, а именно — условием появления кавитационных режимов. Это ограничение отпадает, если между турбиной и насосом установлен редуктор.

Повышение экономичности ТНА, а следовательно, и всей двигательной установки возможно не только увеличением η_T , но также и повышением располагаемого теплоперепада, в частности, повышением температуры рабочего тела турбины. Естественно, что эта мера связана с усложнением и утяжелением конструкции. Таким образом, условия получения максимальной экономичности и наименьшего веса противоречивы. Поэтому выбор основных пара-

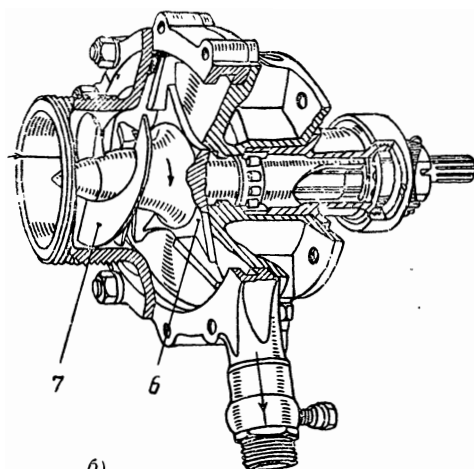


Фиг. 8.7. Зависимость к. п. д. активной турбины от отношения $\frac{u}{c_1}$.

метров турбины должен быть увязан с данными всего двигателя и его назначением. При относительно невысоких давлениях подачи (до 20—40 атa) даже при указанных выше значениях $\frac{u}{c_1}$ расход рабочего тела на турбину составляет всего 2 ÷ 3% от общего расхода горючей смеси. Естественно, что в этом случае даже значи-



а)

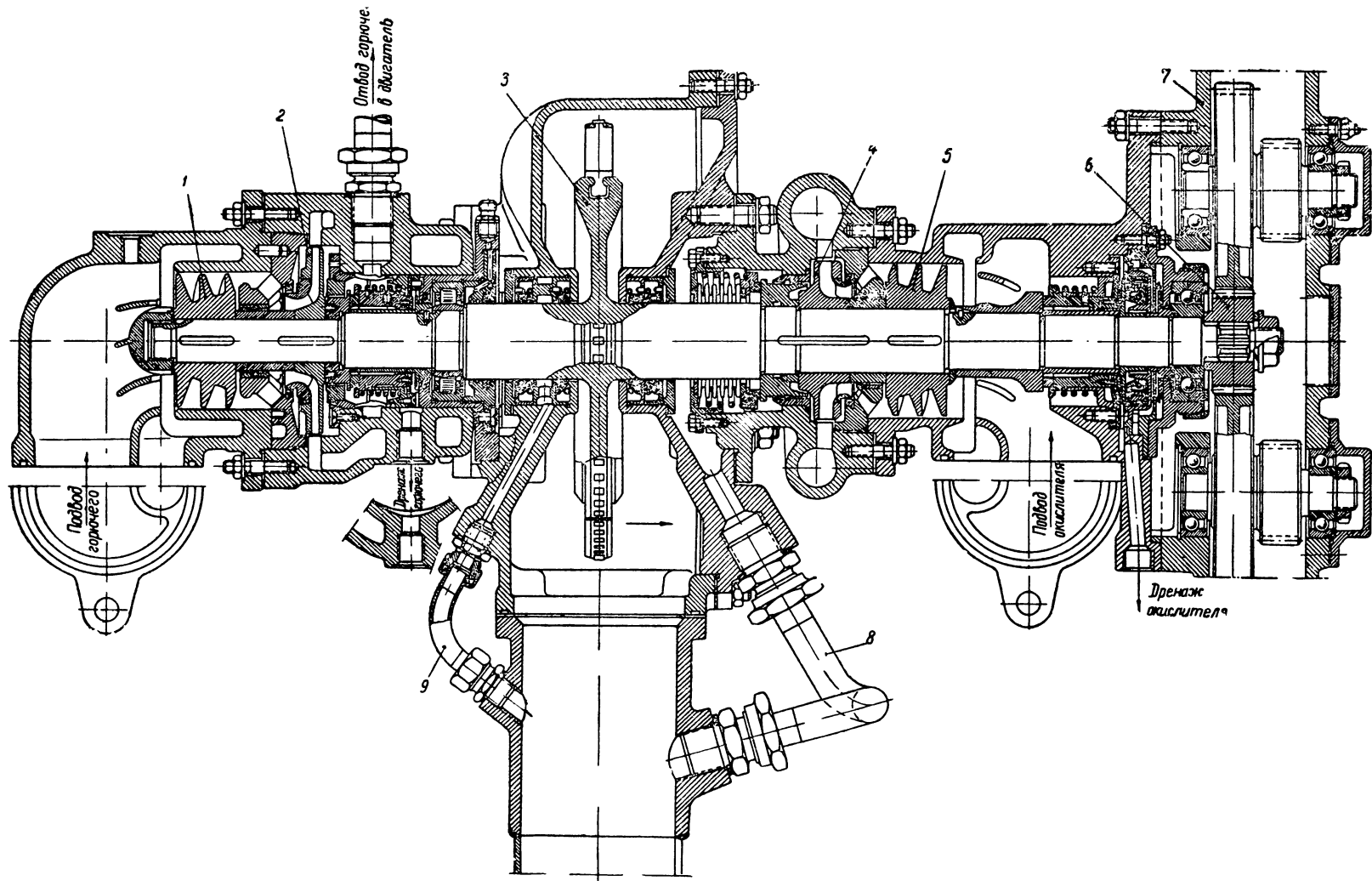


б)

Фиг. 8.8. Насосы двигателя Армстронг—Сиддли.

а — насос окислителя; б — насос горючего.
 1 — отвод пара кислорода в бак; 2 — уплотнение; 3 — «сухой» подшипник; 4 — маслоотражатель; 5 — дренаж масла; 6 — крыльчатка насоса; 7 — направляющие винтовые лопатки.

тельное улучшение экономичности ТНА не может сколько-нибудь существенно сказаться на экономичности двигательной установки в целом. При высоких значениях давления подачи расход рабо-



Фиг. 8.9. Турбонасосный агрегат двигателя Вальтер НWК-109-509:

1—винтовой насос горючего; 2—центробежный насос горючего; 3—колесо турбины; 4—центробежный насос окислителя; 5—винтовой насос окислителя; 6—ведущая шестерня приводов; 7—корпус приводов; 8, 9—дренаж нагоза.

чего тела на турбину может составить до $8 \div 10\%$ от общего расхода горючей смеси. В этом случае влияние экономичности ТНА на экономичность всей двигательной установки более сильное, и этому вопросу должно быть уделено большее внимание.

§ 8.4. НАСОСЫ

В ЖРД наиболее широкое применение получили центробежные насосы (фиг. 8.8, 8.9). Основными величинами, характеризующими центробежный насос, являются напор H , расход G и число оборотов. Действительный напор определяется соотношением

$$H = \frac{c_{2u} u}{g} \eta_h \mu. \quad (8.3)$$

где u — окружная скорость колеса;
 c_{2u} — тангенциальная составляющая абсолютной скорости на выходе из колеса;
 μ — коэффициент, учитывающий конечное число лопаток;
 η_h — гидравлический к. п. д.

Потребный напор, как нетрудно видеть из фиг. 8.10, найдется из следующего соотношения:

$$H = \frac{p_k}{\gamma} + \frac{\Delta p_\phi}{\gamma} + h_p + h_n + h_{вс} + nZ_{вс} + nZ_n - \frac{p_0}{\gamma} - H_{п.п.} \quad (8.4)$$

Здесь p_0 — давление в баке;
 p_k — давление в камере сгорания;
 Δp_ϕ — перепад давления на форсунках;
 h_p — потери напора в охлаждающей рубашке;
 $h_{вс}$ — потери напора во всасывающей магистрали;
 h_n — потери напора в нагнетающей магистрали;
 $H_{п.п.}$ — напор, создаваемый подкачивающим насосом;
 n — перегрузка, равная отношению действительного ускорения к ускорению силы тяжести.

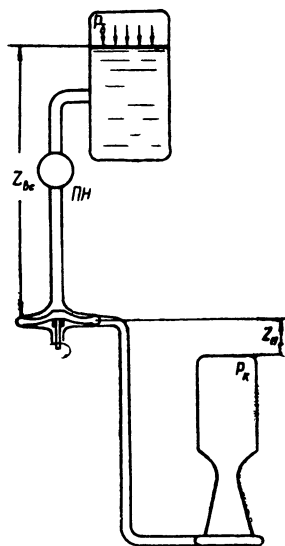
Давление жидкости на выходе из насоса называют обычно давлением подачи:

$$p_{под} = p_k - \Delta p_\phi + \Delta p_p + \gamma h_n + n\gamma Z_n, \quad (8.5)$$

где

$$\Delta p_p = \gamma h_p.$$

Потери напора в магистралях и в охлаждающей рубашке складываются из местных потерь h_m и потерь на трение h_p , кото-



Фиг. 8.10. К определению необходимого напора.

рые определяются следующими соотношениями:

$$h_{\text{в}} = \xi \frac{w^2}{2g}; \quad h_{\text{тр}} = \lambda \frac{l}{d} \frac{w^2}{2g}.$$

Величины ξ и λ зависят от характера сопротивления и условий течения жидкости. Более подробно на определении потерь напора на трение и местные сопротивления мы не останавливаемся, поскольку эти вопросы излагаются в курсе гидравлики.

Расход жидкости через насос G меньше расхода жидкости через колесо G' на величину утечки через уплотнение и систему уравнивания осевого усилия:

$$G = G' \eta_{\text{об}},$$

где $\eta_{\text{об}}$ — объемный к. п. д. насоса.

Помимо гидравлических и объемных потерь, в насосе имеются механические потери, которые учитываются механическим к. п. д. η_m .
Полный к. п. д. насоса равен:

$$\eta_n = \eta_h \eta_{\text{об}} \eta_m. \quad (8.6)$$

Мощность, потребная насосу для создания напора H при расходе G , равна

$$N_n = \frac{HG}{75 \eta_n}. \quad (8.7)$$

Важной характеристикой насоса является коэффициент быстроходности n_s , представляющей собой число оборотов эталонного насоса, подобного данному и развивающего при мощности в 1 л. с. напор в 1 м.

Коэффициент быстроходности определяется формулой:

$$n_s = 3,65 \frac{\sqrt{Q}}{H^{\frac{3}{4}}} n, \quad (8.8)$$

где $Q = \frac{G}{\gamma}$ — объемный секундный расход и n — число оборотов.

Для центробежных насосов $n_s = 40 \div 300$, при этом насосы с $n_s = 40 \div 80$ являются тихоходными; $80 \div 150$ — средней быстроходности и $150 \div 300$ — быстроходными. Насосы с малым значением n_s имеют большие габариты и меньшие значения к. п. д.

При относительно невысоких тягах двигателя, а следовательно, и небольших расходах компонентов насосы ЖРД даже при числе оборотов более 10000 об/мин имеют невысокие значения n_s (20 \div 50).

Увеличение числа оборотов выгодно, поскольку это позволяет получить необходимый напор при меньших габаритах и при больших к. п. д. Рост числа оборотов насосов ограничивается появлением кавитации, обычно на входе в колесо, в местах, где статическое давление ниже давления насыщенного пара. Кавитация заключается

во вскипании жидкости и последующей ее конденсации, сопровождающейся гидравлическими ударами. Кавитация приводит к понижению производительности и к.п.д. насоса, и к его разрушению; при возникновении кавитации работа насоса, а следовательно, и всей двигательной установки становится неустойчивой и опасной.

Для исключения возможности кавитации необходимо, чтобы минимальное давление p_{\min} жидкости в области колеса было бы выше давления p_s насыщенного пара, т. е. $p_{\min} > p_s$. Если обозначить максимальное падение давления в области колеса через Δp_{\max} , а напор жидкости перед колесом через $H_{\text{вх}}$, то

$$\frac{p_{\min}}{\gamma} = H_{\text{вх}} - \frac{\Delta p_{\max}}{\gamma} = H_{\text{вх}} - h_{\max}.$$

Следовательно, условие отсутствия кавитации принимает вид:

$$H_{\text{вх}} - h_{\max} > \frac{p_s}{\gamma}$$

или

$$H_{\text{вх}} - \frac{p_s}{\gamma} > h_{\max}.$$

Учитывая, что

$$H_{\text{вх}} = \frac{p_0}{\gamma} + H_{\text{п.н.}} - \sum h_{\text{вс.}} \pm Z_{\text{вс.}} \gamma,$$

$$\text{получим } \frac{p_0}{\gamma} + H_{\text{п.н.}} - \sum h_{\text{вс.}} \pm Z_{\text{вс.}} n - h_{\max} > \frac{p_s}{\gamma}. \quad (8.9)$$

Для определения h_{\max} можно пользоваться формулой:

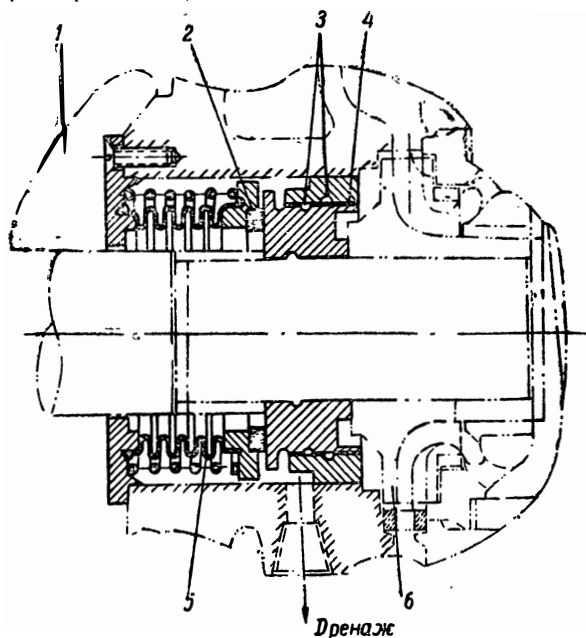
$$h_{\max} = 10 \left(\frac{n V \bar{Q}}{c} \right)^{\frac{4}{3}}, \quad (8.10)$$

где c — постоянная, характеризующая конструкцию насоса и находящаяся в пределах 800 — 1200.

Из формулы (8.10) видно, что увеличение числа оборотов насоса, а также и расхода жидкости ведет к росту величины Δh_{\max} и поэтому к возможности появления кавитации. Увеличение числа оборотов можно компенсировать увеличением напора на всасывании путем создания подпора в баках (p_0) или установкой подкачивающих насосов. Следует иметь в виду, что обе меры ведут к увеличению веса конструкции двигательной установки.

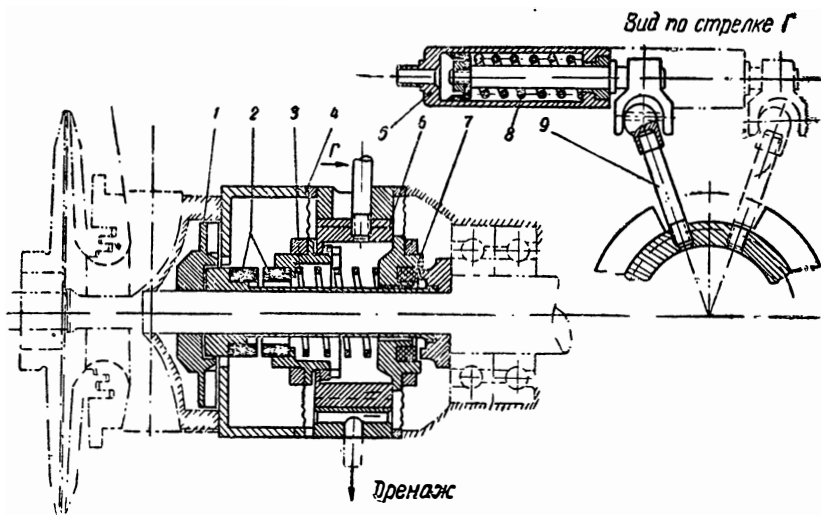
Увеличение числа оборотов насоса в двигателях длительного действия (самолетные двигатели) может быть ограничено также условиями работы уплотнений насосов. Наличие в ЖРД химически активных жидкостей, недопустимость смешения окислителя и горючего, а также попадания в окислитель органических смазывающих веществ требуют практически полной герметизации полостей насосов. В насосах ЖРД довольно широкое применение нашли уплотнения контактного типа (фиг. 8.11). Высокие окружные скорости в зоне стыка трущихся поверхностей уплотнения приводят к быстрому износу деталей. Одной из возможных мер уменьшения

износа является сочетание с контактным уплотнением гидравлического затвора (фиг. 8.12).



Фиг. 8.11 Уплотнение контактного типа.

1—полость турбины; 2—уплотнительное кольцо; 3—канавки; 4—мембрана; 5—сильфон; 6—насос.



Фиг. 8.12. Уплотнение насоса с гидравлическим затвором

1—гидравлический затвор (импульс); 2—уплотнительные кольца (указано положение их при работающем насосе); 3—пружина; 4—мембрана; 5—цилиндр отводки уплотняющего кольца; 6—гайка отводки кольца; 7—торцевое сальниковое уплотнение; 8—возвратная пружина; 9—поворот.

При определенном числе оборотов, когда напор, создаваемый гидравлическим затвором, достигает необходимой для уплотнения величины, трущиеся детали (2 на фиг. 8.12) автоматически разобщаются; это достигается подачей газа высокого давления в цилиндр отводки.

§ 8.5. РАСХОД РАБОЧЕГО ТЕЛА ЧЕРЕЗ ТУРБИНУ

На установившемся режиме работы турбонасосного агрегата

$$N_{г-т} = \sum N_{н} + N_{в.а.},$$

где $\sum N_{н}$ — сумма мощностей, затрачиваемых на насосы;
 $N_{в.а.}$ — мощность, затрачиваемая на привод других вспомогательных агрегатов.

Раскрывая равенство, получим

$$\frac{G_r h_0}{75 A} \eta_{т} = \sum \frac{G_i H_i}{75 \eta_{н_i}} + N_{в.а.},$$

откуда

$$G_r = \frac{75}{\eta_{т} h_0 A} \left[\sum \frac{G_i H_i}{75 \eta_{н_i}} + N_{в.а.} \right]. \quad (8.11)$$

При известном расходе рабочего тела на турбину можно найти удельную тягу всей двигательной установки:

$$T_{уд} = \frac{T}{G_c + G_r} = \frac{T_{уд}}{1 + g_r}, \quad (8.12)$$

где $T_{уд}$ — удельная тяга собственно двигателя;
 g_r — относительный расход рабочего тела в турбине.

В качестве одной из характеристик экономичности ТНА может служить величина расхода рабочего тела в турбине на 1 л. с./час:

$$g_{e_r} = 3600 \frac{G_r}{N_r} = \frac{632}{\eta_{т} h_0}. \quad (8.13)$$

При применении низкотемпературного пара газа ($t_r = 400 \div 500^\circ\text{C}$) величина g_{e_r} находится в пределах 8 : 12 кг/л. с. час. Увеличение t_r до 800 : 900°C позволит понизить указанную величину примерно в 1,5 : 2 раза (при условии сохранения величины $\eta_{т}$). Совершенство всего ТНА в целом может быть охарактеризовано расходом рабочего тела, отнесенным к полезной мощности насосов $N_{пол}$, отданной в сеть, т. е. величиной

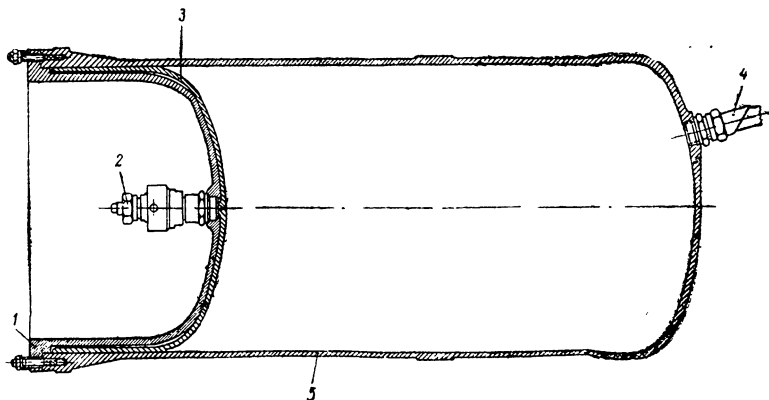
$$g_{пол} = 3600 \frac{G_r}{N_{пол}}, \quad (8.14)$$

где $N_{пол} = \sum \frac{G_i H_i}{75}$.

При низкотемпературном парагазе величина $g_{пол} = 20 \div 30$ кг/л. с. час.

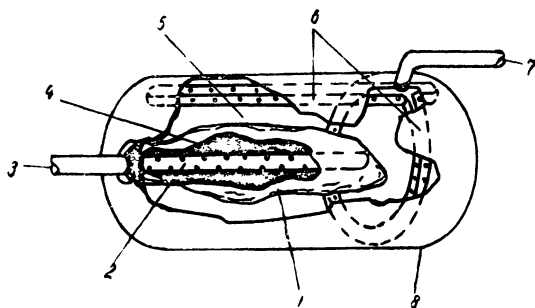
§ 8.6. БАЛЛОННЫЕ СИСТЕМЫ ПИТАНИЯ

В газобаллонных системах питания ЖРД подача компонентов в камеру сгорания производится путем вытеснения их из баков газом высокого давления. В ряде случаев газ изолируется от жидкости с помощью поршня или «мешка», сделанного из специального эластичного материала (фиг. 8.13). Такая изоляция делается с целью предотвратить прорыв газов в систему питания при эволюциях летательного аппарата или исключить воздействие (химическое, тепловое) газа на жидкость.



а — с помощью поршня:

1 — крышка бака; 2 — подвод сжатого газа; 3 — поршень; 4 — отвод компонента в камеру;
5 — корпус бака.



б — с помощью эластичного «мешка»:

1 — эластичный мешок; 2 — трубка с отверстиями; 3 — подвод сжатого газа; 4 — сжатый газ; 5 — жидкий компонент; 6 — каналы с отверстиями; 7 — отвод компонента в двигатель; 8 — корпус бака.

Фиг. 8.13. Баллоны с изоляцией жидкости от газа.

Обязательным агрегатом баллонной системы является аккумулятор (генератор) газа или, как его называют, аккумулятор давления. В ЖРД применяются газовые, пороховые и жидкостные аккумуляторы давления. В первом случае необходимый для вытеснения окислителя и горючего газ запасен в баллоне высокого давления; во втором случае вытеснение компонентов из баков про-

изводится продуктами сгорания пороха и в последнем случае — продуктами сгорания или разложения жидких горючих смесей.

Система с газовым аккумулятором давления

Системы питания с газовым аккумулятором давления отличаются простотой конструкции и нашли широкое применение. Схема двигателя с такой системой питания показана на фиг. 8.14. В аккумуляторе давления 1 находится газ — обычно воздух или азот; в системе подачи ПГГ ракеты Нептун применен гелий, что понижает вес необходимого запаса газа. Давление в аккумуляторе 150—300 *атм*. При открытии пускового клапана 2 воздух направляется в газовый редуктор 3, в котором его давление понижается до необходимой величины. После редуктора воздух направляется в баки 5, прорвав предварительно мембраны 4. Вместо мембран часто применяются клапаны. Далее окислитель и горючее под давлением газа вытесняются через следующие мембраны 6 (или клапаны) в камеру сгорания 7.

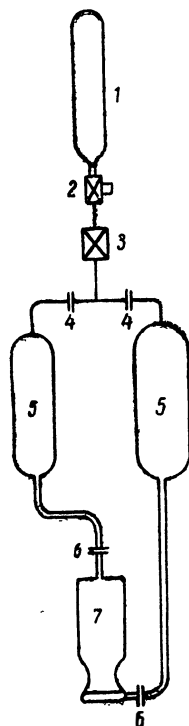
Во время работы двигателя давление $p_{ак}$ газа в аккумуляторе понижается. Для поддержания постоянной величины тяги необходимо, чтобы давление воздуха в баках (давление подачи) оставалось постоянным; это выполняется газовым редуктором. Таким образом, газовый редуктор выполняет две функции: во-первых, понижает давление воздуха от $p_{ак}$ до $p_{пол}$ и, во-вторых, поддерживает величину $p_{пол}$ постоянной при уменьшающемся значении $p_{ак}$. В некоторых конструкциях вместо газового редуктора применено дросселирующее отверстие. В этом случае $p_{пол}$, а следовательно, и расход горючей смеси и тяга двигателя во времени уменьшаются.

Вычислим необходимый объем газового аккумулятора давления. Пользуясь законом сохранения энергии, можно записать следующее равенство:

$$U_{ок_0} = U_{б_к} + U_{ак_к} + AL \pm Q; \quad (8.15)$$

здесь $U_{ак}$, и $U_{ак_к}$ — внутренняя энергия газа в газовом аккумуляторе давления в начальный и конечный моменты работы двигателя;

$U_{б_к}$ — внутренняя энергия газа в баках в конечный момент работы двигателя;



Фиг. 8.14. Схема системы питания с газовым аккумулятором давления.

L — работа, производимая газом на вытеснение окислителя и горючего из баков;

Q — сообщенное извне тепло.

Пренебрегая теплообменом с окружающей средой и принимая давление в баках постоянным и равным давлению подачи, можно написать:

$$G_{ак} C_{v_{ак}} T_{ак0} = G_{бк} C_{v_{бк}} T_{бк} + G_{акк} C_{v_{акк}} T_{акк} + Ap_{под} V_б,$$

где G , C_v и T — вес, теплоемкость и абсолютная температура газа;

$V_б$ — объем баков (или объем вытесненных компонентов).

Пользуясь уравнением состояния идеального газа и считая $C_{v_{ак0}} = C_{v_{акк}} = C_{v_{бк}} = C_v$, приведем последнее уравнение к следующему виду:

$$C_v \frac{p_{ак0} V_{ак}}{R} = C_v \frac{p_{акк} V_{ак}}{R} + C_v \frac{p_{под} V_б}{R} + Ap_{под} V_б.$$

После несложных преобразований получим величину объема аккумулятора давления:

$$V_{ак} = k \frac{p_{под} V_б}{p_{ак0} - p_{акк}}, \quad (8.16)$$

где $k = \frac{C_p}{C_v}$.

Зная $V_{ак}$, нетрудно далее определить вес необходимого запаса газа:

$$G_{ак} = V_{ак} \frac{p_{ак0}}{RT_{ак0}}. \quad (8.16')$$

Давление $p_{акк}$ отличается от давления $p_{бк}$ в баке в конечный момент работы на величину минимального перепада давления в редукторе, необходимого для его нормальной работы; обычно $p_{акк} - p_{бк} = 5 \div 10 \text{ кг/см}^2$.

Объем газового аккумулятора давления может составлять до 30% от объема баков. Поскольку к тому же стенки аккумулятора из-за высокого давления выполняются толстостенными, вес его может составлять значительную долю веса двигательной установки.

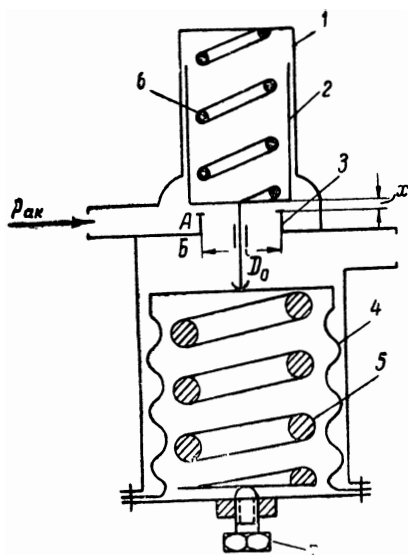
Важным элементом рассматриваемой системы питания является газовый редуктор. Схема газового редуктора показана на фиг. 8.15. Основными деталями редуктора являются: корпус 1, клапан 2 с толкателем, седло 3 клапана, сильфон 4 с главной пружиной 5 и вспомогательная запорная пружина 6, назначение которой прижимать клапан со штоком к тарели сильфона. В корпусе редуктора имеются две полости: полость А высокого давления, в которой давление воздуха примерно равно давлению его в газовом аккумуля-

ляторе, и полость B низкого давления, где давление воздуха примерно равно давлению подачи (за вычетом гидравлических потерь). Полость главной пружины изолирована от полости B с помощью сильфона, и давление в ней равно внешнему атмосферному. В некоторых случаях полость главной пружины отделяется не сильфоном, а с помощью мембраны.

Воздух высокого давления из газового аккумулятора поступает в полость A , откуда через щель, образованную клапаном и седлом ($\pi D_0 X$), проходит в полость B . Редуцирование давления воздуха происходит путем дросселирования при прохождении указанной щели.

Степень понижения давления зависит от величины щели; последняя определяется равновесием сил, действующих на систему: клапан—толкатель—тарель сильфона. При неизменной щели понижение давления $p_A(p_{ак})$ приводило бы к уменьшению давления $p_B(p_{под})$. Однако падение $p_{ак}$ приводит к уменьшению сил, действующих в сторону закрытия клапана. Поэтому главная пружина, преодолевая давление газов, будет поднимать клапан. Увеличение щели при этом приведет к уменьшению степени дросселирования воздуха и восстановлению давления p_B до прежнего значения. В действительности при уменьшении p_A

давление p_B строго не остается постоянным. Величина давления p_B , задаваемого редуктором, зависит от натяжения главной пружины. Чем сильнее сжата пружина, тем выше p_B . Для регулирования давления p_B , а следовательно, и давления подачи служит регулировочный болт 7.



Фиг. 815. Схема газового редуктора.

Система с жидкостным аккумулятором давления

Уменьшение веса двигательной установки возможно, если заменить газовый аккумулятор давления на жидкостный или пороховой, так как жидкие вещества или твердый порох занимают значительно меньший объем. Кроме того, более высокая температура газа позволяет иметь меньший вес источника газа.

Жидкостный аккумулятор давления представляет собой, по существу, парогазогенератор, причем принципиально возможно при-

менение всех вышерассмотренных типов ПГГ. Жидкостный аккумулятор давления должен иметь свою отдельную систему питания.

На ЖРД французской ракеты «Вероника» применяется жидкостный аккумулятор давления, работающий на самовоспламеняющихся компонентах, подача которых в аккумулятор осуществляется сжатым воздухом; кроме самовоспламеняющихся компонентов, подается также и третья инертная жидкость для понижения температуры газа.

Необходимый запас компонентов горючей смеси для жидкостного аккумулятора найдется, если известно количество газа, необходимое для вытеснения жидкостей из основных баков двигателя:

$$G_{\text{ак}} = V_0 \gamma_0 = V_0 \frac{p_{\text{пол}}}{RT_0},$$

где T_0 и γ_0 — температура и весовая плотность газа в баке.

Поскольку неизбежно охлаждение газа на пути из аккумулятора в баки и в самих баках, то температура T_0 газа в баках будет меньше температуры $T_{\text{ак}}$ газов в аккумуляторе; поэтому

$$G_{\text{ак}} = V_0 \frac{r_{\text{пол}}}{\varphi RT_{\text{ак}}}; \quad (8.17)$$

здесь $\varphi = \frac{T_0}{T_{\text{ак}}}$ — коэффициент, учитывающий уменьшение температуры газов.

Повышение $T_{\text{ак}}$ выгодно, поскольку это уменьшает необходимый запас жидких компонентов в аккумуляторе. Однако при высокой температуре газа, в случае непосредственного соприкосновения их с компонентами в основных баках, возможно испарение последних, а при соответствующем составе газов — и химическое взаимодействие газов с вытесняемой жидкостью. Так, если процесс в жидкостном аккумуляторе осуществляется при $\alpha < 1$, то в газах имеются продукты неполного окисления горючего, которые при высокой температуре могут вступить в химическое взаимодействие с окислителем в основных баках двигателя. Наличие изолирующего устройства в баке, например поршня, устраняет эту опасность.

Система с пороховым аккумулятором давления

Пороховой аккумулятор представляет собой камеру, заполненную порохом зарядом, и по схеме устройства и действия подобен пороховому реактивному двигателю; для вытеснения жидкостей из баков используются пороховые газы.

Скорость u_n горения пороха, представляющая собой линейную скорость распространения химической реакции вглубь заряда, зависит от состава пороха, давления в камере и начальной температуры заряда. Эта зависимость в определенном интервале давлений может быть выражена формулой вида:

$$u_n = \beta p^n \text{ см. сек.}$$

где β — функция начальной температуры заряда; значения и β для некоторых порохов по данным Р. Н. Уимпресса приведены в табл. 8.1.

Таблица 8.1

Характеристики некоторых пороховых зарядов

Тип пороха	β			n
	-18 °C	21 °C	60 °C	
<i>JP</i>	0,0683	0,0832	0,1011	0,71
<i>JPV</i>	0,0762	0,0879	0,1069	0,69
<i>A-1</i>	0,0785	0,0913	0,1060	0,69
<i>A-2</i>	0,0528	0,0608	0,0699	0,65
<i>A-3</i>	0,1993	0,2135	0,2283	0,52
Медленно горящий нитроглицериновый	0,0323	0,0375	0,0436	0,7

Рассчитанные значения скорости сгорания для трех из них приведены в табл. 8.2.

Таблица 8.2

Скорость горения u_n (см/сек) некоторых пороховых зарядов

Тип пороха	Начальная температура, °C	Давление (кг/см ²)		
		50	100	150
<i>JP</i>	-18	1,08	1,78	2,36
	+60	1,6	2,65	3,5
<i>A-3</i>	-18	1,52	2,2	2,69
	+60	1,74	2,51	3,1
Медленно горящий	-18	0,503	0,81	1,04
	+60	0,68	1,09	1,41

Количество пороховых газов, образующихся в единицу времени, равно:

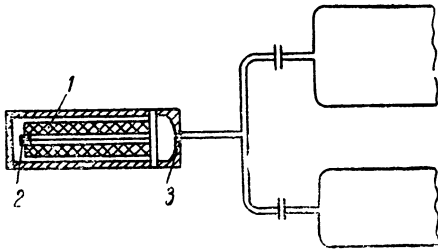
$$G_r = \gamma_n u_n S, \quad (8.18)$$

где γ_n — удельный вес пороха;
 S — поверхность горения пороха.

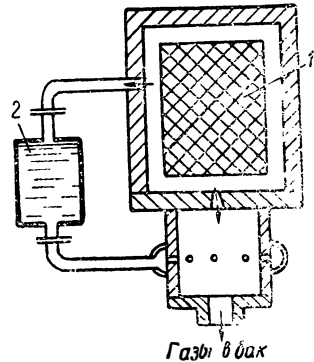
Для обеспечения постоянного во времени расхода горючей смеси через двигатель необходимо иметь постоянный расход пороховых газов. Поскольку величина u_n примерно постоянная, то дело сводится к обеспечению постоянной поверхности горения порохо-

вого заряда. С этой целью следует применять так называемые «бронированные» пороховые заряды: пороховые заряды трубчатой или цилиндрической формы, боковые поверхности которых покрыты специальным составом, препятствующим горению, в результате чего горение их происходит лишь с торцевых поверхностей. Бронирование заряда также повышает время его горения.

Схема системы питания двигателя с пороховым аккумулятором давления показана на фиг. 8.16. Пуск системы питания производится воспламенением порохового заряда 1 с помощью электрического запальника (обычно нить накала) и воспламенителя 2. Для понижения давления пороховых газов до величины давления подачи обычно имеется дросселирующее отверстие 3.



Фиг. 8.16. Схема системы питания с пороховым аккумулятором давления.



Фиг. 8.17. Схема порохового аккумулятора давления с охлаждением пороховых газов.

1 — пороховый заряд; 2 — вода.

Одним из недостатков пороховых аккумуляторов является высокая температура продуктов горения пороха ($t \sim 1500^\circ\text{C}$), что, естественно, ограничивает время работы двигателя. При отсутствии устройств, отделяющих газы от вытесняемых жидкостей, работа ограничена также возможностью интенсивного испарения компонентов в основных баках. Принципиально возможно понижение температуры пороховых газов вводом воды (фиг. 8.17).

Рассмотрим элементарный расчет порохового заряда, считая сгорание происходящим с торца. Поверхность горения пороховой палочки найдется из условия, что объемный расход Q_Σ компонентов из основных баков равен объемному расходу Q_Γ пороховых газов:

$$Q_\Sigma = Q_\Gamma = \frac{G_\Gamma}{\gamma_0},$$

где $\gamma_0 = \frac{p_{\text{под}}}{\varphi R T_{\text{ак}}}$ — весовая плотность пороховых газов в баках;

поэтому

$$G_\Gamma = \frac{Q_\Sigma p_{\text{под}}}{R T_0}.$$

Подставляя в формулу (8.18) значение G_r и решая его относительно S , получим

$$S = \frac{Q_{\Sigma} p_{\text{под}}}{\varphi R T_{\text{ак}} u_n \gamma_n}; \quad (8.19)$$

здесь $T_{\text{ак}}$ — температура газов в пороховом аккумуляторе;
 φ — коэффициент, учитывающий охлаждение пороховых газов.

Длина заряда найдется из следующего очевидного равенства:

$$l = u_n \tau,$$

где τ — время работы двигателя.

Скорость горения u_n зависит от начальной температуры, поэтому, при выбранных S и l , при разных температурах будут разные значения G_r . При высокой начальной температуре порохового заряда G_r будет иметь большее значение, а τ — меньшее. Если размеры пороховой шашки выбраны из условия минимальной температуры, то при высоких температурах будет избыточный расход пороховых газов, а время горения будет меньше расчетного; следовательно, двигатель будет иметь повышенную тягу и пониженное время действия по сравнению с расчетными. Если заряд рассчитывался из условия максимальной температуры, то при меньшей температуре будет иметь место обратное. Поэтому целесообразно величину S рассчитывать из условия минимальной скорости горения пороха (т. е. при минимальной температуре), а l — при максимальной температуре. Поскольку в этом случае при максимальной температуре будет избыточный расход пороховых газов, то необходимо иметь устройство (например, клапан), стравливающее избыточное количество газов.

ПРИЛОЖЕНИЯ

Энтальпия некоторых веществ при $p=1$ ата
(для веществ, температура которых не оговорена, значения энтальпий
приведены при 20°C)

Название	Химическая формула	Атомный и молекулярный вес	Состояние	Энтальпия кал./кг
Кислород $t = -182^\circ\text{C}$	O_2	32	Жидкий	-93,9
Фтор $t = -188^\circ\text{C}$	F_2	38	"	-79
Монокись фтора $t = -145^\circ\text{C}$	OF_2	54	"	18
Азотная кислота	HNO_3	63,016	"	-660
Четырехокись азота	N_2O_4	92,016	"	-43,4
Тетранитрометан	$\text{C}(\text{NO}_2)_4$	196,12	"	45,4
Перекись водорода	H_2O_2	34,016	"	-1329
В о д а	H_2O	18,016	"	-3798
Водород $t = -252,7^\circ\text{C}$	H_2	2,016	"	-800
Углерод β -графит	C	12,01	Твердый	0
Литий	Li	6,94	"	0
Бор	B	10,82	"	0
Алюминий	Al	26,97	"	0
Керосин $\gamma = 0,76 \div 0,8$	—	—	Жидкий	-470
Керосин $\gamma = 0,8 \div 0,84$	—	—	"	-445
Метилловый спирт	CH_3OH	32,042	"	-1780
Этиловый спирт	$\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}$	46,068	"	-1450
Глицерин	$\text{C}_3\text{H}_5(\text{OH})_3$	92,054	"	-1920
Триэтиламин	$(\text{C}_2\text{H}_5)_3\text{N}$	101,19	"	-420
Анилин	$\text{C}_6\text{H}_5\text{NH}_2$	93,056	"	77
М-ксилидин	$\text{C}_6\text{H}_3(\text{CH}_3)_2\text{NH}_2$	121,09	"	-380
Фурфуриловый спирт	$\text{C}_4\text{H}_3\text{OCH}_2\text{OH}$	98,048	"	-640
Гидразин	N_2H_4	32,052	"	375
Аммиак $t = -33,5^\circ\text{C}$	NH_3	17,032	"	-1000
Гидразин-гидрат	$\text{N}_2\text{H}_4\text{H}_2\text{O}$	50,07	"	-1350
Пропилнитрат	$\text{C}_3\text{H}_7\text{ONO}_2$	105,09	"	-535
Этилнитрат	$\text{C}_2\text{H}_5\text{ONO}_2$	91,068	"	-533

Энтальпия I (кал/моль) газов и некоторых жидкостей, входящих в состав продуктов сгорания

I О д н о а т о м н ы е

$T^{\circ}\text{абс}$	H	B	C	N	O	F	Al	Cl	Al _ж ^{ж*}
293	52081,6	97205,0	171683,4	85557,6	59147,3	18292,7	67563,4	29006,4	—
300	52115,6	97238,9	171717,5	85591,6	59183,1	18329,9	67538,4	29042,1	—
400	52612,4	97735,9	172215,2	86088,4	59701,0	18870,0	68045,8	29572,5	—
500	53109,2	98232,8	172712,5	86585,2	60211,5	19402,0	68548,9	30113,5	—
600	53606,0	98729,7	173209,7	87082,0	60717,8	19926,9	69049,8	30657,8	—
700	54102,8	99226,5	173706,7	87578,8	61221,6	20446,1	69549,5	31201,2	—
800	54599,6	99723,4	174203,7	88075,6	61723,7	20961,1	70048,5	31742,0	—
900	55096,4	100220,2	174700,7	88572,4	62224,8	21472,9	70547,0	32279,0	—
1000	55593,2	100717,0	175197,6	89069,2	62724,9	21982,2	71045,1	32812,2	7258,0
1100	56090,0	101213,8	175694,5	89566,0	63224,5	22489,6	71543,0	33341,8	7948,3
1200	56586,8	101710,6	176191,5	90062,8	63723,7	22995,5	72047,7	33868,1	8651,2
1300	57083,6	102207,5	176688,5	90559,6	64222,5	23500,1	72538,3	34391,5	9366,7
1400	57580,4	102704,3	177185,6	91056,4	64721,0	24003,8	73035,7	34912,3	10094,8
1500	58077,2	103201,1	177683,0	91553,2	65219,3	24506,6	73533,1	35430,8	10835,5
1600	58574,0	103697,9	178180,6	92050,0	65717,4	25008,7	74030,4	35947,3	11588,8
1700	59070,8	104194,7	178678,7	92546,8	66215,4	25510,2	74527,6	36462,0	12354,7
1800	59567,6	104691,5	179177,4	93043,6	66713,2	26011,3	75024,8	36975,2	13133,2
1900	60064,4	105188,3	179676,8	93540,5	67211,1	26512,0	75521,9	37487,0	13924,3
2000	60561,2	105685,1	180177,1	94037,4	67708,8	27012,2	76019,0	37997,6	14728,0
2100	61058,0	106181,9	180678,4	94534,3	68206,6	27512,2	76516,1	38507,1	15544,3
2200	61554,8	106678,7	181180,9	95031,3	68704,4	28011,9	77013,1	39015,7	16373,2
2300	62051,6	107175,5	181684,8	95528,5	69202,3	28511,4	77510,2	39523,4	17214,7
2400	62548,4	107672,3	182190,1	96025,8	69700,4	29010,6	78007,2	40030,3	18068,8
2500	63045,2	108169,1	182697,0	96523,4	70198,6	29509,7	78504,2	40536,5	18935,5
2600	63542,0	108665,9	183205,5	97021,4	70697,1	30008,6	79001,2	41042,1	19814,8

* Приложения 2, 3 и 4 заимствованы из работы А. П. Ваничева и З. Е. Меньшиковой „Таблицы термодинамических функций“.

... Индекс „ж“ означает жидкое состояние.

T а6с	H	B	C	N	O	F	Al	Cl	Al _ж
2700	64038,8	109162,7	183715,8	97519,8	71195,9	30507,3	79498,1	41547,1	20706,7
2800	64535,6	109659,5	184227,9	98018,9	71695,0	31006,0	79995,1	42051,6	21611,2
2900	65032,4	110156,3	184741,8	98518,6	72194,6	31504,4	80492,1	42555,6	22526,3
3000	65529,2	110653,1	185257,6	99019,2	72694,8	32002,8	80989,1	43059,2	23158,0
3100	66026,0	111149,9	185775,3	99520,9	73195,5	32501,1	81486,3	43562,4	—
3200	66522,8	111646,7	186294,9	100023,8	73696,8	32999,3	81983,2	44065,2	—
3300	67019,6	112143,5	186816,4	100528,0	74198,9	33497,4	82480,3	44567,7	—
3400	67516,4	112640,3	187339,8	101033,9	74701,8	33995,5	82977,5	45069,9	—
3500	68013,2	113137,1	187865,0	101541,6	75205,4	34493,5	83474,8	45571,9	—
3600	68510,0	113633,9	188392,0	102051,4	75710,0	34991,4	83972,3	46073,5	—
3700	69006,8	114130,7	188920,7	102563,3	76215,5	35489,2	84469,8	46575,0	—
3800	69503,6	114627,5	189451,1	103077,7	76722,0	35987,0	84967,6	47076,2	—
3900	70000,4	115124,3	189983,2	103594,8	77229,5	36484,8	85465,7	47577,2	—
4000	70497,2	115621,1	190516,8	104114,7	77738,1	36982,5	85964,0	48077,9	—
4100	70994,0	116117,9	191052,0	104637,7	78247,8	37480,1	86462,7	48578,6	—
4200	71490,8	116614,7	191588,6	105164,0	78758,6	37977,7	86961,9	49079,0	—
4300	71987,6	117111,5	192126,6	105693,8	79270,6	38475,3	87461,5	49579,3	—
4400	72484,4	117608,4	192665,9	106227,3	79783,8	38972,9	87961,7	50079,4	—
4500	72981,2	118105,2	193206,4	106764,6	80298,1	39470,4	88462,6	50579,4	—
4600	73478,0	118602,0	193748,1	107305,9	80813,7	39967,9	88964,2	51079,3	—
4700	73974,8	119098,9	194290,9	107851,4	81330,5	40465,3	89466,7	51579,0	—
4800	74471,6	119595,7	194834,7	108401,1	81848,5	40962,8	89970,1	52078,7	—
4900	74968,4	120092,6	195379,4	108955,4	82367,7	41460,2	90474,7	52578,2	—
5000	75465,2	120589,5	195924,9	109514,1	82888,1	41957,5	90980,4	53077,7	—
5100	75962,0	121086,5	196471,2	110077,6	83409,7	42454,9	91487,5	53577,0	—
5200	76458,8	121583,4	197018,1	110646,8	83932,5	42952,2	91996,0	54076,3	—
5300	76955,6	122080,4	197565,6	111218,9	84456,6	43449,5	92506,1	54575,5	—
5400	77452,4	122577,5	198113,5	111796,9	84981,8	43946,8	93017,9	55074,6	—
5500	77949,2	123074,5	198661,7	112380,0	85508,2	44444,1	93531,4	55573,7	—
5600	78446,0	123571,7	199210,2	112968,1	86035,8	44941,4	94047,4	56072,7	—
5700	78942,8	124068,8	199759,0	113561,4	86564,6	45438,6	94565,3	56571,6	—
5800	79439,6	124566,1	200307,9	114159,9	87094,5	45935,9	95085,6	57070,4	—
5900	79936,1	125063,4	200856,8	114763,7	87625,5	46433,1	95608,3	57569,2	—
6000	80433,2	125560,8	201405,8	115372,8	88157,7	46930,3	96137,7	58067,9	—

2. Двухатомные

T°абс	H ₂	B ₂	N ₂	O ₂	F ₂	Cl ₂	LiH	BIl	OH	HF
293	0	124023,2	0	0	0	0	25466,4	73812,2	10055,9	-64214,4
300	46,9	124073,0	47,6	47,9	51,5	55,6	25514,8	73859,8	10107,9	-64151,3
400	741,4	124820,2	744,9	758,0	824,0	885,1	26234,0	74557,0	10815,0	-63154,9
500	1439,9	125600,0	1447,5	1489,1	1629,4	1738,7	26799,3	75260,2	11520,4	-62757,1
600	2139,0	126406,0	2160,5	2244,4	2457,6	2607,7	27750,6	75974,5	12226,2	-62060,2
700	2841,9	127230,8	2887,8	3022,3	3301,5	3486,6	28544,1	76703,6	12932,3	-61360,2
800	3547,8	128070,4	3631,1	3819,9	4156,4	4371,5	29355,5	77448,9	13643,8	-60656,3
900	4258,4	128919,9	4390,5	4634,0	5019,2	5261,7	30181,0	78210,2	14362,8	-59946,7
1000	4976,2	129777,7	5165,0	5461,5	5888,2	6155,7	31017,6	78986,4	15091,4	-59229,7
1100	5702,7	130641,3	5953,2	6300,3	6761,0	7053,2	31862,8	79775,7	15830,0	-58501,0
1200	6438,5	131509,8	6753,7	7148,6	7637,2	7953,7	32715,2	80576,8	16579,6	-57768,6
1300	7184,3	132281,9	7565,1	8005,1	8516,0	8856,7	33573,2	81388,1	17340,3	-57023,2
1400	7940,5	133257,0	8386,0	8869,0	9397,0	9761,7	34435,9	82208,3	18112,0	-56267,1
1500	8707,3	134134,4	9215,1	9739,6	10279,6	10668,7	35302,4	83036,2	18891,4	-55501,6
1600	9484,4	135013,7	10051,6	10616,5	11163,6	11578,2	36172,2	83870,7	19686,8	-54725,9
1700	10271,7	135891,9	10894,5	11499,4	12048,8	12489,8	37044,6	84711,1	20488,7	-53940,9
1800	11068,8	136777,5	11743,0	12388,1	12935,0	13403,0	37919,1	85556,4	21299,6	-53146,8
1900	11875,2	137661,2	12596,6	13282,6	13822,1	14317,6	38796,0	86406,2	22118,9	-52344,4
2000	12690,4	138545,9	13454,7	14182,7	14709,8	15234,0	39674,3	87259,9	22945,9	-51534,0
2100	13514,0	139431,5	14316,8	15088,3	15598,1	16151,8	40554,1	88116,9	23780,2	-50716,1
2200	14345,5	140317,9	15182,5	15999,5	16487,0	17071,0	41435,2	88977,0	24621,3	-49891,2
2300	15184,5	141205,0	16051,5	16916,1	17376,4	17991,8	42317,3	89839,8	25468,6	-49059,7
2400	16030,8	142092,7	16923,4	17838,2	18266,1	18914,0	43200,4	90704,9	26321,9	-48222,1
2500	16883,9	142980,9	17798,0	18767,7	19156,2	19837,7	44084,4	91572,2	27180,6	-47378,7
2600	17743,5	143869,5	18675,1	19698,4	20046,6	20762,8	44969,2	92441,4	28044,5	-46529,8
2700	18609,5	144758,4	19554,5	20636,4	20937,3	21689,4	45854,6	93312,3	28913,1	-45675,8
2800	19481,3	145647,7	20436,0	21579,4	21828,2	22617,4	46740,7	94184,7	29786,4	-44816,9
2900	20358,9	146537,4	21319,5	22527,3	22719,1	23546,8	47627,3	95058,6	30664,0	-43953,4

$T^{\circ}\text{a6c}$	H_2	B_2	N_2	O_2	F_2	Cl_2	LiH	BH	OH	HI
3000	21242,1	147427,3	22204,7	23480,0	23610,8	24477,6	48514,3	95933,7	31545,8	- 43085,6
3100	22130,6	148317,5	23091,6	24437,3	24502,3	25409,6	49401,9	96810,0	32431,6	42213,5
3200	23024,4	149208,0	23980,2	25399,1	25394,0	26343,0	50289,8	97687,4	33321,1	-41337,6
3300	23923,3	150098,7	24870,2	26365,2	26285,9	27277,8	51178,2	98565,7	34214,2	-40457,7
3400	24827,2	150989,6	25761,6	27335,5	27177,9	28214,0	52066,9	99445,0	35110,7	-39574,2
3500	25736,0	151880,8	26654,3	28309,7	28070,1	29151,5	52955,8	100325,0	36010,6	-38687,2
3600	26649,6	152772,0	27548,3	29287,8	28962,3	30090,4	53845,1	101205,8	36913,7	-37796,8
3700	27568,0	153663,6	28443,5	30269,5	29854,7	31030,6	54734,6	102087,4	37819,9	-36903,2
3800	28491,0	154555,4	29339,8	31254,7	30747,1	31972,1	55624,4	102969,5	38729,1	-36006,3
3900	29418,5	155447,4	30237,2	32243,2	31639,7	32915,0	56514,4	103852,3	39641,2	-35106,4
4000	30350,5	156339,6	31135,6	33234,8	32532,3	33859,2	57404,6	104735,6	40556,0	-34203,3
4100	31286,9	157232,0	32035,0	34229,4	33425,0	34804,6	58291,1	105619,4	41473,6	-33297,3
4200	32227,6	158124,6	32935,4	35225,8	34317,8	35751,4	59185,6	106503,7	42393,8	-32388,4
4300	33172,5	159017,5	33836,6	36226,8	35210,6	36699,5	60076,4	107388,4	43316,6	-31476,5
4400	34121,7	159910,6	34738,8	37229,3	36103,5	37649,0	60967,8	108273,6	44241,9	-30561,6
4500	35074,9	160803,9	35641,9	38234,1	36996,5	38599,7	61858,4	109159,2	45169,7	-29643,8
4600	36032,1	161697,5	36545,8	39241,2	37889,5	39531,8	62749,6	110045,1	46099,9	-28722,8
4700	36993,4	162591,4	37450,6	40250,4	38782,6	40505,1	63640,9	110931,4	47032,5	-27798,3
4800	37958,6	163485,6	38356,2	41261,6	39675,7	41459,8	64532,3	111818,0	47967,5	-26870,3
4900	38927,7	164380,1	39262,6	42274,6	40568,9	42415,7	65423,9	112704,9	48904,8	-25938,7
5000	39900,5	165275,0	40169,8	43289,3	41462,1	43373,0	66315,8	113592,1	49844,3	-25003,6
5100	40877,2	166170,3	41077,8	44305,7	42355,4	44331,6	67207,3	114479,5	50786,0	-24061,9
5200	41857,6	167066,0	41986,5	45323,7	43248,7	45291,4	68099,2	115367,2	51729,7	-23122,8
5300	42841,6	167962,1	42896,1	46343,1	44142,0	46252,6	68991,1	116255,2	52675,6	-22177,2
5400	43829,3	168858,7	43806,3	47363,9	45035,3	47215,1	69883,1	117143,4	53623,5	-21228,3
5500	44820,5	169755,7	44717,4	48386,0	45928,7	48179,0	70775,2	118031,8	54573,4	-20276,0
5600	45815,1	170653,3	45629,1	49409,9	46822,1	49144,1	71667,4	118920,4	55525,3	-19320,5
5700	46813,5	171551,5	46541,6	50433,8	47715,6	50110,6	72559,7	119809,2	56479,1	-18361,7
5800	47815,1	172450,3	47454,9	51459,4	48609,1	51078,3	73452,0	120698,2	57434,9	-17399,7
5900	48820,1	173349,8	48368,8	52485,9	49502,6	52047,4	74344,4	121587,3	58392,5	-16431,6
6000	49828,5	174249,9	49283,5	53513,4	50396,1	53017,7	75236,9	122476,6	59351,9	-15466,1

$T^{\circ}\text{a6c}$	LiF	BO	CO	BF	NO	HCl	AlO	BCl	ClF
293	-83748,3	-5187,7	-26422,7	15353,9	21596,9	-22060,4	37809,8	29388,0	-13199,1
300	-83699,9	-5140,0	-26375,1	15402,2	21645,2	-22012,6	37860,1	29440,8	-13146,8
400	-82979,6	-4438,7	-25676,8	16120,4	22359,2	-21316,4	38617,2	30216,8	-12360,7
500	-82232,7	-3724,1	-24970,6	16864,2	23082,3	-20617,4	39406,9	31025,2	-11543,4
600	-81459,7	-2991,2	-24251,1	17633,9	23819,6	-19913,8	40223,0	31856,1	-10705,2
700	-80664,5	-2237,9	-23514,8	18425,8	24575,6	-19202,3	41056,2	32702,2	-9853,3
800	-79851,6	-1465,9	-22760,8	19235,7	25348,0	-18479,2	41902,3	33558,8	-8991,9
900	-79024,8	- 676,9	-21990,0	20059,8	26138,9	-17743,6	42757,7	34423,0	-8123,8
1000	-78187,0	127,1	-21204,1	20895,3	26944,4	-16995,4	43620,1	35398,7	-7250,9
1100	-77340,7	943,8	-20404,6	21739,6	27762,9	-16233,2	44487,7	36166,6	-6374,3
1200	-76487,5	1771,3	-19593,3	22591,2	28592,1	-15457,8	45359,5	37043,7	-5495,0
1300	-75628,6	2608,1	-18771,7	23448,5	29430,5	-14869,9	46234,5	37923,4	-4613,4
1400	-74765,2	3452,9	-17941,0	24310,6	30276,7	-13870,7	47112,1	38805,0	-3730,1
1500	-73898,0	4304,6	-17102,6	25176,6	31129,6	-13061,4	47991,8	39688,2	-2845,3
1600	-73027,6	5162,2	-16257,6	26045,8	31988,3	-12243,4	48873,3	40572,8	-1959,1
1700	-72154,7	6024,7	-15406,8	26917,8	32852,0	-11417,7	49756,2	41458,5	-1072,5
1800	-71279,5	6891,5	-14550,7	27792,1	33720,1	-10585,2	50640,4	42345,1	- 184,8
1900	-70402,4	7762,7	-13690,1	28668,3	34592,1	- 9746,0	51525,6	43282,6	703,6
2000	-69523,7	8636,1	-12825,5	29546,3	35467,6	- 8900,3	52411,6	44120,6	1592,7
2100	-68643,6	9513,0	-11957,3	30425,8	36346,2	- 8048,7	53298,5	45009,3	2482,3
2200	-67762,2	10392,6	-11085,9	31306,5	37227,6	-7191,7	54186,0	45898,4	3372,6
2300	-66880,2	11274,8	-10211,5	32188,4	38111,6	-6329,8	55074,0	46788,0	4263,5
2400	-65996,4	12159,2	-9334,4	33071,3	38997,9	-5463,4	55962,6	47678,0	5155,2
2500	-65112,1	13045,7	-8454,9	33955,0	39886,4	-4592,8	56851,6	48568,3	6047,6
2600	-64227,1	13934,1	-7573,2	34839,5	40776,8	-3718,4	57741,0	49458,9	6941,1
2700	-63341,5	14824,3	-6689,5	35724,8	41669,1	-2840,5	58630,8	50349,8	7835,7
2800	-62455,2	15716,2	-5803,9	36610,6	42563,2	-1959,3	59520,8	51240,8	8731,7
2900	-61568,4	16609,6	-4916,6	37497,0	43458,9	-1074,9	60411,2	52132,2	9629,4
3000	-60681,2	17504,5	-4027,6	38383,9	44356,3	-187,8	61301,8	53023,6	10529,0
3100	-59793,5	18400,9	-3136,0	39271,3	45255,1	702,1	62192,7	53915,4	11431,0

T°a6c	LiF	BO	CO	BF	NO	HCl	AIO	BCl	ClF
3200	-58905,4	19298,5	-2244,0	40159,1	46155,4	1594,5	63083,7	54807,2	12335,6
3300	-58016,9	20197,5	-1350,7	41047,7	47057,1	2489,4	63975,0	55699,2	13243,3
3400	-57128,1	21097,7	-456,2	41935,9	47960,2	3386,6	64866,4	56591,3	14154,5
3500	-56239,0	21999,1	439,6	42824,7	48864,5	4286,0	65758,0	57483,5	15069,5
3600	-55349,6	22901,7	1336,4	43713,9	49770,0	5187,4	66649,7	58375,8	15988,9
3700	-54459,9	23805,4	2234,4	44603,3	50676,7	6090,7	67541,6	59268,4	16913,0
3800	-53570,0	24710,3	3133,4	45493,0	51584,6	6996,0	68433,6	60160,9	17842,2
3900	-52679,9	25616,3	4033,4	46382,9	52493,6	7903,2	69325,7	61053,6	18777,1
4000	-51789,6	26523,3	4934,4	47273,0	53403,8	8812,2	70217,9	61946,2	19718,0
4100	-50899,1	27431,5	5836,3	48163,3	54315,0	9722,8	71110,2	62839,0	20665,3
4200	-50008,4	28340,7	6739,2	49053,8	55227,3	10635,1	72002,6	63731,9	21619,4
4300	-49117,6	29251,0	7643,0	49944,5	56140,6	11549,0	72895,1	64625,0	22580,6
4400	-48226,6	30162,3	8547,7	50835,3	57054,9	12464,5	73787,6	65517,8	23549,2
4500	-47335,4	31074,7	9453,2	51726,3	57970,2	13381,4	74680,3	66410,9	24525,6
4600	-46444,1	31988,0	10359,5	52617,4	58886,5	14299,7	75573,0	67303,8	25510,0
4700	-45552,7	32902,3	11266,5	53508,6	59803,8	15219,5	76465,7	68196,8	26502,7
4800	-44661,2	33817,6	12174,3	54400,0	60722,1	16140,7	77358,6	69090,0	27503,8
4900	-43769,6	34733,9	13082,9	55291,5	61641,4	17063,2	78251,5	69983,4	28513,6
5000	-42877,9	35651,1	13992,1	56183,1	62561,7	17987,0	79144,4	70876,6	29832,0
5100	-41986,1	36569,3	14902,1	57074,8	63483,0	18912,1	80037,4	71770,0	30559,3
5200	-41094,1	37488,4	15812,7	57966,6	64405,3	19838,5	80930,4	72663,0	31595,5
5300	-40202,1	38408,4	16724,1	58858,6	65328,5	20766,1	81823,5	73556,8	32640,6
5400	-39310,1	39329,3	17636,1	59750,5	66252,6	21694,9	82716,6	74450,0	33694,6
5500	-38417,9	40251,1	18548,7	60642,6	67177,7	22624,9	83609,8	75343,6	34757,5
5600	-37525,7	41173,7	19462,1	61534,7	68103,8	23556,1	84503,0	76236,8	35829,1
5700	-36633,4	42097,3	20376,1	62426,9	69030,9	24488,5	85396,2	77130,3	36909,3
5800	-35741,0	43021,7	21290,7	63319,2	69958,9	25422,1	86289,5	78023,7	37998,1
5900	-34848,6	43947,0	22206,0	64211,5	70887,8	26356,9	87132,8	78917,5	39095,3
6000	-33956,1	44873,1	23121,9	65103,9	71817,7	27292,8	88076,1	79811,0	40200,6

3. Трех- и многоатомные

Табс	H ₂ O	CO ₂	BF ₃	B ₂ O ₃	CF ₄	Al ₂ O ₃	BCl ₃	B ₂ O ₃ ·х	Al ₂ O ₃ ·х
293	— 57785,8	— 94050,7	— 265173,9	—	— 231000	—	— 88300	—	—
300	— 57731,4	— 93990,0	— 265091,4	—	— 230900,0	—	— 88195	—	—
400	— 56919,4	— 93049,8	— 263795,0	—	— 229317,3	—	— 86617	—	—
500	— 56087,9	— 92021,8	— 262350,9	—	— 227506,5	—	— 84919	—	—
600	— 55231,2	— 90922,2	— 260793,4	—	— 225624,6	—	— 83147	—	—
700	— 54341,9	— 89763,3	— 259149,8	—	— 223376,5	—	— 81324	—	—
800	— 53423,8	— 88555,2	— 257441,0	—	— 221217,7	—	— 79452	— 285132,8	—
900	— 52478,7	— 87304,7	— 255682,6	—	— 218942,0	—	— 77580	— 281987,7	—
1000	— 51505,4	— 86022,6	— 253886,0	— 210129,5	— 216616,4	— 238362,3	— 75677	— 278883,8	—
1100	— 50505,1	— 84709,6	— 252060,0	— 207773,8	— 214249,4	— 236006,6	— 73760	— 275813,1	—
1200	— 49477,2	— 83371,8	— 250210,2	— 205382,9	— 211850,1	— 233615,7	— 71832	— 272762,0	—
1300	— 48423,2	— 82013,4	— 248341,4	— 202964,1	— 209424,8	— 231196,9	— 69896	— 269720,3	—
1400	— 47344,3	— 80637,2	— 246457,1	— 200523,1	— 206978,7	— 228755,9	— 67953	— 266681,3	—
1500	— 46242,2	— 79245,6	— 244560,2	— 198064,0	— 204513,4	— 226296,8	— 66004	— 263644,4	—
1600	— 45118,3	— 77840,4	— 242652,7	— 196590,1	— 202038,0	— 223822,9	— 64050	— 260607,3	—
1700	— 43974,5	— 76428,0	— 240736,4	— 193104,1	— 199518,7	— 221366,9	— 62093	— 257570,3	—
1800	— 42812,4	— 74935,0	— 238812,6	— 190607,8	— 197049,7	— 218840,6	— 60133	— 254533,3	—
1900	— 41633,7	— 73557,4	— 236882,5	— 188102,8	— 194541,8	— 216333,6	— 58170	— 251496,3	—
2000	— 40440,1	— 72111,2	— 234946,9	— 185590,3	— 192027,0	— 213823,1	— 56205	— 248459,3	—
2100	— 39232,8	— 70657,4	— 233006,5	— 183071,3	— 189505,8	— 211304,1	— 54238	— 245422,3	—
2200	— 38013,1	— 69196,4	— 231062,1	— 180546,4	— 186978,8	— 208779,2	— 52269	— 242385,3	—
2300	— 36782,1	— 67729,0	— 229114,1	— 178016,1	— 184447,3	— 206248,9	— 50298	— 239348,3	—
2400	— 35540,7	— 66255,6	— 227162,9	— 175481,0	— 181911,5	— 203713,8	— 4836	— 236311,3	— 329027,5
2500	— 34289,9	— 64776,6	— 225208,9	— 172941,9	— 179372,3	— 201174,7	— 46353	— 233274,3	— 325422,5
2600	— 33030,3	— 63292,4	— 223252,4	— 170399,5	— 176829,2	— 198632,3	— 44380	—	— 321797,5
2700	— 31762,6	— 61803,2	— 221293,7	— 167854,3	— 174283,7	— 196087,1	— 42406	—	— 318152,5
2800	— 30487,6	— 60309,3	— 219333,0	— 165306,4	— 171735,4	— 193533,2	— 40431	—	— 314487,5
2900	— 29205,7	— 58811,1	— 217370,5	— 162756,2	— 169184,6	— 190989,0	— 38455	—	— 310802,5
3000	— 27917,4	— 57308,8	— 215406,4	— 160203,8	— 166631,5	— 188436,6	— 36478	—	— 307007,5
3100	— 26623,4	— 55802,6	— 213440,8	— 157649,5	— 164076,2	— 185882,3	— 34500	—	— 303372,5

$T^{\circ}\text{a}\delta\text{c}$	H_2O	CO_2	BF_3	B_2O_3	CF_4	Al_2O_3	BCl_3	$\text{B}_2\text{O}_3_{\text{ж}}$	$\text{Al}_2\text{O}_3_{\text{ж}}$
3200	-- 25324,1	-- 5421,7	-- 211473,9	-- 155093,4	-- 161520,3	-- 183326,2	-- 32522	--	-- 299627,5
3300	-- 23024,9	-- 52779,2	-- 209505,8	-- 152535,6	-- 158962,1	-- 180768,4	-- 30541	--	-- 295862,5
3400	-- 22711,1	-- 1262,1	-- 207536,6	-- 149976,4	-- 156403,2	-- 178209,2	-- 28565	--	-- 292077,5
3500	-- 21398,7	-- 19712,4	-- 205566,4	-- 147415,8	-- 153842,3	-- 175648,6	-- 26586	--	-- 288272,5
3600	-- 20082,2	-- 48219,2	-- 203595,3	-- 144854,0	-- 151279,6	-- 173086,8	-- 24606	--	-- 284447,5
3700	-- 18762,1	-- 1693,2	-- 201623,3	-- 142291,0	-- 148715,5	-- 170523,8	-- 22626	--	-- 280602,5
3800	-- 17438,7	-- 4564,4	-- 199650,5	-- 139727,0	-- 146151,6	-- 167959,8	-- 20646	--	-- 276737,5
3900	-- 16112,2	-- 43632,8	-- 197677,0	-- 137162,0	-- 143586,2	-- 165394,8	-- 18666	--	-- 272852,5
4000	-- 14782,8	-- 42098,6	-- 195702,8	-- 134596,1	-- 141020,5	-- 162828,9	-- 16685	--	-- 268947,5
4100	-- 13450,7	-- 40561,8	-- 193728,0	-- 132029,4	-- 138453,5	-- 160262,2	-- 14704	--	--
4200	-- 12116,1	-- 39022,6	-- 191752,6	-- 129461,9	-- 135886	-- 157694,7	-- 12722	--	--
4300	-- 10779,1	-- 37480,9	-- 189776,7	-- 126893,6	-- 133317,0	-- 155126,4	-- 10740	--	--
4400	-- 9439,9	-- 35936,8	-- 187800,3	-- 124324,6	-- 130748,3	-- 152557,4	-- 8758	--	--
4500	-- 8098,6	-- 34390,5	-- 185823,4	-- 121755,0	-- 128178,6	-- 149987,8	-- 6776	--	--
4600	-- 6755,2	-- 32841,8	-- 183846,1	-- 119184,8	-- 125607,4	-- 147417,6	-- 4794	--	--
4700	-- 5409,8	-- 31291,0	-- 181868,5	-- 116614,1	-- 123036,9	-- 144846,9	-- 2812	--	--
4800	-- 4062,4	-- 29737,8	-- 179890,6	-- 114042,8	-- 120465,6	-- 142275,6	-- 830	--	--
4900	-- 2713,2	-- 28182,6	-- 177912,3	-- 111471,0	-- 117892,1	-- 139703,8	1152	--	--
5000	-- 1362,0	-- 26625,0	-- 175933,6	-- 108848,7	-- 115321,0	-- 137131,5	3134	--	--
5100	-- 9,0	-- 25065,4	-- 173954,6	-- 106326,0	--	-- 134558,8	--	--	--
5200	1346,0	-- 23503,4	-- 171975,4	-- 103752,9	--	-- 131985,7	--	--	--
5300	2702,8	-- 21939,4	-- 169995,8	-- 101179,4	--	-- 129412,2	--	--	--
5400	4061,4	-- 20373,0	-- 168016,0	-- 98605,5	--	-- 126838,3	--	--	--
5500	5422,0	-- 18804,6	-- 166035,9	-- 96031,2	--	-- 124264,0	--	--	--
5600	6784,3	-- 17233,8	-- 164055,6	-- 93456,6	--	-- 121689,4	--	--	--
5700	8148,5	-- 15661,0	-- 162075,0	-- 90881,6	--	-- 119114,4	--	--	--
5800	9514,5	-- 14085,8	-- 160094,3	-- 88306,2	--	-- 116539,0	--	--	--
5900	10882,3	-- 12508,6	-- 158113,3	-- 85730,4	--	-- 113963,2	--	--	--
6000	12251,9	-- 10929,0	-- 156132,1	-- 83154,2	--	-- 111387,0	--	--	--

Энтропия S (кал/моль град.) газов и некоторых жидкостей при $p = 1$ кг/см²

I. Одноатомные

$T^{\circ}\text{абс}$	H	B	C	N	O	F	Al	Cl	Al _ж
300	27,4332	36,6798	37,7917	36,6450	38,5010	37,9507	39,3342	39,4890	—
400	28,8524	38,1096	39,2235	38,0742	39,9915	39,5050	40,7943	41,0138	—
500	29,9610	39,2183	40,3333	39,1828	41,1308	40,6926	41,9170	42,2206	—
600	30,8667	40,1243	41,2398	40,0885	42,0540	41,6497	42,8304	43,2132	—
700	31,6326	40,8902	42,0060	40,8544	42,8307	42,4502	43,6007	44,0511	—
800	32,2959	41,5536	42,6696	41,5177	43,5011	43,1379	44,2670	44,7731	—
900	32,8811	42,1388	43,2550	42,1029	44,0914	43,7407	44,8541	45,4056	—
1000	33,4045	42,6625	43,7785	42,6263	44,6183	44,2774	45,3790	45,9674	17,310
1100	33,8780	43,1360	44,2521	43,0998	45,0945	44,7610	45,8535	46,4722	17,9678
1200	34,3103	43,5683	44,6845	43,5321	45,5288	45,2012	46,2865	46,9302	18,5794
1300	34,7079	43,9659	45,0823	43,9297	45,9281	45,6051	46,6848	47,3491	19,1520
1400	35,0761	44,3341	45,4507	44,2979	46,2975	45,9783	47,0534	47,7351	19,6915
1500	35,4188	44,6769	45,7939	44,6406	46,6413	46,3252	47,3966	48,0928	20,2025
1600	35,7395	44,9975	46,1150	44,9613	46,9628	46,6493	47,7175	48,4262	20,6886
1700	36,0407	45,2987	46,4170	45,2625	47,2646	46,9534	48,0190	48,7383	21,1529
1800	36,3246	45,5827	46,7020	45,5464	47,5492	47,2398	48,3032	49,0316	21,5978
1900	36,5932	45,8513	46,9720	45,8151	47,8184	47,5105	48,5719	49,3083	22,0255
2000	36,8480	46,1061	47,2287	46,0699	48,0737	47,7671	48,8269	49,5702	22,4377
2100	37,0904	46,3485	47,4732	46,3124	48,3166	48,0110	49,0694	49,8188	22,8360
2200	37,3315	46,5796	47,7070	46,5436	48,5481	48,2435	49,3007	50,0554	23,2216
2300	37,5424	46,8004	47,9310	46,7646	48,7695	48,4656	49,5216	50,2811	23,5956
2400	37,7538	47,0119	48,1460	46,9763	48,9814	48,6780	49,7331	50,4968	23,9591
2500	37,9566	47,2147	48,3530	47,1794	49,1848	48,8817	49,9360	50,7031	24,3129
2600	38,1515	47,4095	48,5524	47,3747	49,3803	49,0774	50,1309	50,9017	24,6577
2700	38,3390	47,5970	48,7450	47,5628	49,5686	49,2656	50,3185	51,0923	24,9943

T° а6с	H	B	C	N	O	F	Al	Cl	Al _ж
2800	38,5196	47,7777	48,9312	47,7443	49,7501	49,4469	50,4992	51,2758	25,3233
2900	38,6940	47,9520	49,1116	47,9107	49,9254	49,6219	50,6736	51,4527	25,6451
3000	38,8674	48,1204	49,2864	48,0894	50,0950	49,7908	50,8421	51,6234	25,9602
3100	39,0253	48,2833	49,4562	48,2539	50,2592	49,9542	51,0051	51,7884	---
3200	39,1830	48,4410	49,6212	48,4135	50,4183	50,1124	51,1629	51,9480	---
3300	39,3359	48,5939	49,7816	48,5687	50,5728	50,2657	51,3159	52,1027	---
3400	39,4842	48,7422	49,9379	48,7197	50,7279	50,4143	51,4643	52,2526	---
3500	39,6282	48,8862	50,0901	48,8669	50,8689	50,5587	51,6085	52,3981	---
3600	39,7681	49,0262	50,2386	49,0105	51,0111	50,6990	51,7486	52,5394	---
3700	39,9043	49,1623	50,3834	49,1508	51,1496	50,8354	51,8849	52,6768	---
3800	40,0368	49,2948	50,5249	49,2880	51,2846	50,9681	52,0177	52,8105	---
3900	40,1658	49,4238	50,6631	49,4223	51,4165	51,0974	52,1470	52,9406	---
4000	40,2916	49,5496	50,7982	49,5539	51,5452	51,2234	52,2732	53,0674	---
4100	40,4142	49,6723	50,9303	49,6830	51,6711	51,3463	52,3964	53,1910	---
4200	40,5340	49,7920	51,0596	49,8099	51,7942	51,4662	52,5166	53,3116	---
4300	40,6509	49,9089	51,1862	49,9345	51,9147	51,5833	52,6342	53,4293	---
4400	40,7651	50,0231	51,3102	50,0572	52,0326	51,6977	52,7492	53,5443	---
4500	40,8767	50,1348	51,4317	50,1779	52,1482	51,8095	52,8618	53,6566	---
4600	40,9859	50,2440	51,5508	50,2969	52,2615	51,9188	52,9720	53,7665	---
4700	41,0928	50,3509	51,6675	50,4142	52,3727	52,0258	53,0801	53,8740	---
4800	41,1973	50,4555	51,7820	50,5299	52,4817	52,1305	53,1861	53,9792	---
4900	41,2998	50,5579	51,8943	50,6442	52,5888	52,2331	53,2901	54,0822	---
5000	41,4002	50,6583	52,0045	50,7571	52,6939	52,3336	53,3923	54,1831	---
5100	41,4985	50,7567	52,1127	50,8687	52,7972	52,4320	53,4927	54,2820	---
5200	41,5950	50,8532	52,2189	50,9790	52,8988	52,5286	53,5914	54,3789	---
5300	41,6896	50,9479	52,3231	51,0892	52,9986	52,6234	53,6886	54,4740	---
5400	41,7825	51,0408	52,4256	51,1962	53,0968	52,7163	53,7843	54,5673	---
5500	41,8736	51,1320	52,5262	51,3032	53,1933	52,8076	53,8785	54,6589	---
5600	41,9632	51,2216	52,6250	51,4092	53,2884	52,8972	53,9714	54,7488	---
5700	42,0511	51,3096	52,7221	51,5142	53,3820	52,9852	54,0631	54,8371	---
5800	42,1375	51,3961	52,8176	51,6183	53,4742	53,0716	54,1536	54,9239	---
5900	42,2224	51,4811	52,9114	51,7215	53,5649	53,1566	54,2430	55,0091	---
6000	42,3059	51,5647	53,0037	51,8238	53,6544	53,2402	54,3313	55,0929	---

2. Двухатомные

Т°абс	H ₂	B ₂	N ₂	O ₂	F ₂	Cl ₂	LiH	BH	OH
300	31,2530	48,697	45,809	49,056	48,6053	53,336	40,8398	41,0790	43,934
400	33,2500	50,844	47,818	51,098	50,8251	55,720	42,9072	43,0847	45,978
500	34,8090	52,584	49,385	52,728	52,6211	57,625	44,5692	44,6534	47,553
600	36,0840	54,052	50,685	54,105	54,1306	59,207	45,9748	45,9554	48,840
700	37,1670	55,323	51,805	55,303	55,4313	60,562	47,1975	47,0790	49,927
800	38,1080	56,444	52,797	56,368	56,5727	61,744	48,2807	48,0740	50,877
900	38,9460	57,445	53,692	57,327	57,5888	62,792	49,2529	48,9705	51,723
1000	39,7040	58,348	54,5090	58,1990	58,5042	63,7350	50,1342	49,7881	52,4910
1100	40,3963	59,1711	55,2601	58,9983	59,3360	64,5904	50,9398	50,5404	53,1949
1200	41,0365	59,9267	55,9565	59,7364	60,0984	65,3739	51,6814	51,2373	53,8470
1300	41,6335	60,6248	56,6060	60,4220	60,8019	66,0967	52,3681	51,8867	54,4559
1400	42,1938	61,2752	57,2143	61,0622	61,4647	66,7674	53,0753	52,4945	55,078
1500	42,7227	61,8786	57,7853	61,6628	62,0636	67,3931	53,6053	53,0656	55,5675
1600	43,2243	62,4461	58,3261	62,2287	62,6341	67,9800	54,1666	53,6042	56,0788
1700	43,7016	62,9803	58,8371	62,7640	63,1708	68,5327	54,6955	54,1136	56,5650
1800	44,1571	63,4848	59,3221	63,2719	63,6774	69,0547	55,1955	54,5968	57,0285
1900	44,5931	63,9626	59,7836	63,7555	64,1570	69,5492	55,6694	55,0562	57,4714
2000	45,0112	64,4164	60,2237	64,2172	64,6123	70,0192	56,1200	55,4941	57,8956
2100	45,4130	64,8484	60,6443	64,6590	65,0547	70,4670	56,5492	55,9123	58,3027
2200	45,7998	65,2608	61,0471	65,0829	65,4592	70,8946	56,9591	56,3124	58,6939
2300	46,1728	65,6551	61,4333	65,4904	65,8546	71,3039	57,3512	56,6959	59,0705
2400	46,5329	66,0329	61,8044	65,8828	66,2332	71,6964	57,7270	57,0641	59,4337
2500	46,8812	66,3955	62,1614	66,2614	66,5966	72,0735	58,0879	57,4181	59,7842
2600	47,2183	66,7440	62,5054	66,6272	66,9458	72,4364	58,4349	57,7590	60,1230
2700	47,5451	67,0795	62,8373	66,9812	67,2819	72,7860	58,7691	58,0877	60,4508
2800	47,8622	67,4029	63,1579	67,3241	67,6060	73,1235	59,0913	58,4050	60,7684
2900	48,1702	67,7151	63,4679	67,6568	67,9187	73,4497	59,4024	58,7116	61,0764
3000	48,4696	68,0168	63,7680	67,9797	68,2209	73,7652	59,7032	59,0083	61,3753

T°a6c	H ₂	B ₂	N ₂	O ₂	F ₂	Cl ₂	LiH	BH	OH
3100	48,7609	68,3087	64,0588	68,2936	68,5132	74,0708	59,9942	59,2956	61,6658
3200	49,0447	68,5914	64,3409	68,5990	68,7963	74,3672	60,2761	59,5742	61,9482
3300	49,3213	68,8655	64,6148	68,8963	69,0708	74,6548	60,5495	59,8445	62,2230
3400	49,5911	69,1314	64,8809	69,1859	69,3370	74,9343	60,8148	60,1070	62,4906
3500	49,8545	69,3898	65,1397	69,4683	69,5956	75,2060	61,0724	60,3621	62,7515
3600	50,1119	69,6409	65,3915	69,7439	69,8470	75,4705	61,3230	60,6102	63,0059
3700	50,3635	69,8852	65,6368	70,0128	70,0915	75,7281	61,5667	60,8517	63,2542
3800	50,6097	70,1230	65,8758	70,2756	70,3295	75,9792	61,8040	61,0870	63,4966
3900	50,8506	70,3547	66,1089	70,5323	70,5614	76,2241	62,0352	61,3163	63,7336
4000	51,0866	70,5806	66,3364	70,7834	70,7873	76,4632	62,2605	61,5399	63,9652
4100	51,3178	70,8009	66,5585	71,0290	71,0078	76,6966	62,4804	61,7581	64,1917
4200	51,5445	71,0160	66,7751	71,2693	71,2229	76,9248	62,6950	61,9712	64,4135
4300	51,7668	71,2261	66,9875	71,5046	71,4330	77,1479	62,9046	62,1794	64,6306
4400	51,9850	71,4314	67,1949	71,7351	71,6383	77,3662	63,1094	62,3829	64,8434
4500	52,1992	71,6322	67,3979	71,9609	71,8390	77,5798	63,3097	62,5919	65,0518
4600	52,4096	71,8286	67,5965	72,1822	72,0352	77,7891	63,5056	62,7766	65,2563
4700	52,6164	72,0208	67,7911	72,3993	72,2273	77,9941	63,6972	62,9672	65,4569
4800	52,8196	72,2091	67,9818	72,6122	72,4153	78,1951	63,8849	63,1539	65,6537
4900	53,0194	72,3935	68,1687	72,8210	72,5995	78,3922	64,0788	63,3368	65,8470
5000	53,2159	72,5743	68,3520	73,0261	72,7800	78,5856	64,2489	63,5160	66,0368
5100	53,4093	72,7516	68,5318	73,2273	72,9568	78,7754	64,4255	63,6918	66,2233
5200	53,5997	72,9255	68,7082	73,4250	73,1303	78,9618	64,5987	63,8641	66,4065
5300	53,7871	73,0962	68,8815	73,6192	73,3005	79,1449	64,7686	64,0333	66,5867
5400	53,9717	73,2638	69,0516	73,8100	73,4674	79,3248	64,9353	64,1993	66,7639
5500	54,1536	73,4284	69,2188	73,9975	73,6314	79,5016	65,0990	64,3623	66,9382
5600	54,3328	73,5901	69,3831	74,1819	73,7924	79,6755	65,2598	64,5224	67,1097
5700	54,5095	73,7491	69,5446	74,3632	73,9505	79,8466	65,4177	64,6797	67,2786
5800	54,6837	73,9054	69,7034	74,5416	74,1039	80,0149	65,5729	64,8343	67,4447
5900	54,8555	74,0592	69,8596	74,7171	74,2586	80,1806	65,7254	64,9863	67,6084
6000	55,0250	74,2105	70,0134	74,8898	74,4088	80,3436	65,8754	65,1358	67,7697

T*abc	HF	LiF	BO	CO	BF	NO	HCl	AlO	BCl	CIF
300	41,5542	47,1645	48,647	47,342	47,9437	50,384	44,661	52,2101	50,9945	52,0904
400	43,5575	49,2349	50,664	49,352	50,0081	52,4*6	46,656	54,38*6	53,2242	54,3491
500	45,1124	50,9005	52,259	50,927	51,6668	54,048	48,224	56,1482	55,0272	56,1720
600	46,3848	52,3092	53,594	52,238	53,0694	55,392	49,506	57,6342	56,5414	57,6997
700	47,4639	53,5345	54,755	53,373	54,2897	56,556	50,603	58,9183	57,8454	59,0127
800	48,4038	54,6197	55,785	54,379	55,3710	57,589	51,568	60,0479	58,9892	60,1628
900	49,2396	55,5935	56,714	55,287	56,3416	58,520	52,434	61,0553	60,0069	61,1852
1000	49,9950	56,4761	57,563	56,1160	57,2217	59,3700	53,222	61,9639	60,9232	62,1049
1100	50,6866	57,2826	58,3413	56,8779	58,0264	60,15*0	53,9484	62,7908	61,7562	62,9404
1200	51,3264	58,0250	59,06*3	57,5837	58,7673	60,8715	54,6230	63,5493	62,5194	63,7055
1300	51,9231	58,7124	59,7310	58,2413	59,4535	61,5425	55,2536	64,2496	63,2234	64,4111
1400	52,4851	59,3523	60,3570	58,8569	60,0924	62,1696	55,8458	64,9000	63,8*67	65,0657
1500	53,0114	59,9506	60,9446	59,4353	60,6898	62,7580	56,4041	65,5070	64,4861	65,6761
1600	53,5120	60,5123	61,4980	59,9806	61,2508	63,3122	56,9320	66,0759	65,0570	66,3479
1700	53,9879	61,0415	62,0209	60,4964	61,7794	63,8358	57,4325	66,6111	65,5939	66,7855
1800	54,4417	61,5417	62,5164	60,9857	62,2791	64,3319	57,9084	67,1165	66,1007	67,2929
1900	54,8756	62,0159	62,9871	61,4510	62,7529	64,8034	58,3621	67,5951	66,5805	67,7733
2000	55,2912	62,4666	63,4854	61,8945	63,2032	65,2524	58,7958	68,0496	67,0360	68,2293
2100	55,6903	62,8961	63,8632	62,3181	63,6323	65,6811	59,2114	68,4822	67,4696	68,6634
2200	56,0740	63,3061	64,2724	62,7234	64,0420	66,0912	59,6100	68,8951	67,8832	69,0775
2300	56,4436	63,6983	64,6645	63,1121	64,4340	66,4841	59,9932	69,2899	68,2787	69,4736
2400	56,8001	64,0743	65,0409	63,4854	64,8098	66,8613	60,36*9	69,6680	68,6574	69,8530
2500	57,1444	64,4353	65,4028	63,8444	65,1705	67,2240	60,7172	70,0309	69,0209	70,2174
2600	57,4773	64,7824	65,7513	64,1902	65,5775	67,5732	61,0602	70,3798	69,3702	70,5678
2700	57,7996	65,1166	66,0872	64,5238	65,8516	67,9100	61,3915	70,7156	69,7064	70,9054
2800	58,1119	65,4389	66,4116	64,8458	66,1737	68,2351	61,7120	71,0393	70,0305	71,2313
2900	58,4149	65,7501	66,7251	65,1572	66,4848	68,5494	62,0223	71,3517	70,3433	71,5463
3000	58,7091	66,0509	67,0285	65,4586	66,7855	68,8537	62,3231	71,6536	70,6454	71,8513
3100	58,9951	66,3420	67,3224	65,7506	67,0764	69,1484	62,6148	71,9458	70,9379	72,1470
3200	59,2732	66,6239	67,6074	66,0338	67,3583	69,4342	63,8982	72,2287	71,2210	72,4342

F ₂ g6c	HF	LiF	BO	CO	BF	NO	HCl	AlO	BCl	CIF
3300	59,5439	63,8973	67,8840	66,3087	67,6816	69,7117	63,1736	72,5029	71,4955	72,7135
3400	59,8077	67,1627	68,1527	66,5757	67,8969	69,9813	63,4414	72,7690	71,7618	72,9855
3500	60,0648	67,4204	68,4140	66,8354	68,1645	70,2434	63,7021	73,0275	72,0204	73,2508
3600	60,3156	67,6710	68,6683	67,0880	68,4050	70,4985	63,9560	73,2787	72,2718	73,5098
3700	60,5605	67,9147	68,9159	67,3340	68,6487	70,7469	64,2035	73,5230	72,5164	73,7630
3800	60,7996	68,1520	69,1572	67,5738	68,8860	70,9891	64,4450	73,7609	72,7544	74,0108
3900	61,0334	68,3892	69,3925	67,8076	69,1171	71,2252	64,6806	73,9927	72,9863	74,2536
4000	61,2620	68,6087	69,6222	68,0357	69,3425	71,4556	64,9108	74,2186	73,2122	74,4918
4100	61,4858	68,8285	69,8464	68,2584	69,5623	71,6806	65,1356	74,4389	73,4327	74,7257
4200	61,7048	69,0432	70,0655	68,4760	69,7769	71,9905	65,3554	74,6539	73,6479	74,9556
4300	61,9194	69,2528	70,2797	68,6887	69,9865	72,1154	65,5705	74,8639	73,8581	75,1818
4400	62,1297	69,4576	70,4892	68,8966	70,1913	72,3256	65,7810	75,0691	74,0633	75,4045
4500	62,3359	69,6579	70,6943	69,1001	70,3915	72,5312	66,9870	75,2697	74,2640	75,6239
4600	62,5384	69,8538	70,8950	69,2993	70,5874	72,7326	66,1888	75,4659	74,4602	75,8403
4700	62,7372	70,0445	71,0916	69,4944	70,7790	72,9299	66,3867	75,6579	74,6523	76,0538
4800	62,9326	70,2332	71,2843	69,6855	70,9667	73,1232	66,5806	75,8459	74,8403	76,2645
4900	63,1246	70,4170	71,4733	69,8728	71,1505	73,3128	66,7708	76,0300	75,0246	76,4727
5000	63,3136	70,5972	71,6586	70,0565	71,3306	73,4987	66,9574	76,2104	75,2050	76,6785
5100	63,4994	70,7738	71,8404	70,2367	71,5072	73,6812	67,1406	76,3873	75,3819	76,8819
5200	63,6824	70,9470	72,0189	70,4136	71,6804	73,8602	67,3205	76,5607	75,5554	77,0831
5300	63,8625	71,1169	72,1941	70,5872	71,8503	74,0361	67,4972	76,7308	75,7256	77,2822
5400	64,0399	71,2836	72,3662	70,7576	72,0170	74,2088	67,6708	76,8977	75,8925	77,4792
5500	64,2146	71,4474	72,5354	70,9251	72,1807	74,3786	67,8415	77,0616	76,0565	77,6742
5600	64,3868	71,6081	72,7016	71,0897	72,3414	74,5454	68,0093	77,2226	76,2174	77,8673
5700	64,5565	71,7661	72,8651	71,2514	72,4994	74,7095	68,1743	77,2807	76,3756	78,0585
5800	64,7238	71,9213	73,0259	71,4105	72,6546	74,8709	68,3367	77,5360	76,5310	78,2478
5900	64,8888	72,0738	73,1810	71,5670	72,8071	75,0297	68,4965	77,6887	76,6838	78,4354
6000	65,0515	72,2238	73,3397	71,7209	72,9571	75,1860	68,6538	77,8389	76,8340	78,6212

3. Трех- и многоатомные

$T^{\circ}\text{a6c}$	H_2O	CO_2	BF_3	B_2O_3	CF_4	Al_2O_3	BCl_3	$\text{B}_2\text{O}_3 \text{ ж}$	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ ж}$
300	45,154	51,116	60,7712	—	62,7965	—	70,156	—	—
400	47,490	53,815	64,4894	—	67,3302	—	74,737	—	—
500	49,344	56,113	67,7061	—	71,3627	—	78,517	—	—
600	50,903	58,109	70,5433	—	74,9663	—	81,747	—	—
700	52,269	59,895	73,0755	—	78,2033	—	84,557	—	—
800	53,490	61,507	75,3564	—	81,1530	—	87,039	41,6117	—
900	54,599	62,980	77,4270	—	83,8548	—	89,258	45,3166	—
1000	55,6180	64,3310	79,3197	82,1636	86,2814	91,5490	91,264	48,5872	—
1100	56,5712	65,5822	81,0598	84,4085	88,5687	93,7939	93,092	51,5141	—
1200	57,4654	66,7461	82,6692	86,4886	90,6279	95,8741	94,770	54,1690	—
1300	58,3090	67,8334	84,1650	88,4246	92,5690	97,8100	96,320	56,6037	—
1400	59,1084	68,8532	85,5613	90,2335	94,3816	99,6189	97,760	58,8554	—
1500	59,8687	69,8132	86,8700	91,9300	96,0812	101,3154	99,105	60,9511	—
1600	60,5939	70,7200	88,1010	93,5266	97,6800	102,9120	100,367	62,9112	—
1700	61,2373	71,5792	89,2628	95,0337	99,1891	104,4191	101,554	64,7523	—
1800	61,9515	72,3955	90,3623	96,4605	100,6175	105,8459	102,674	66,4882	—
1900	62,5887	73,1727	91,4059	97,8148	101,9734	107,2003	103,735	68,1303	—
2000	63,2010	73,9145	92,3987	99,1036	103,2640	108,4890	104,743	69,6880	—
2100	63,7900	74,6238	93,3454	100,3326	104,4934	109,7180	105,703	71,1698	—
2200	64,3574	75,3034	94,3499	101,5071	105,6735	110,8925	106,619	72,5826	—
2300	64,9045	75,5557	95,1159	102,6319	106,7942	112,0173	107,495	73,9326	—
2400	65,4328	76,5828	95,9463	103,7108	107,8735	113,0962	108,335	75,2251	74,0819
2500	65,9434	77,865	96,7440	104,7473	108,9099	114,1327	109,140	76,4649	75,5535
2600	66,4374	77,7687	97,5113	105,7445	109,9075	115,1299	109,911	—	76,9753
2700	66,9159	78,3307	98,2505	106,7950	110,8676	116,0905	110,659	—	78,350
2800	67,3796	78,8740	98,9636	107,6316	111,7948	117,0170	111,377	—	79,6837
2900	67,8294	79,3997	99,6522	108,5266	112,6899	117,9120	112,070	—	80,9762
3000	68,2661	79,9090	100,3181	109,3919	113,5553	118,7773	112,740	—	82,2323
3100	68,6904	80,4029	100,9626	110,2294	114,3930	119,6148	113,388	—	83,4549
3200	69,1029	80,8822	101,5871	111,0409	115,2047	120,4263	114,016	—	84,6432

$T^{\circ}\text{a}6\text{c}$	H_2O	CO_2	BF_3	B_2O_3	CF_4	Al_2O_3	BCl_3	$\text{B}_2\text{O}_3 \text{ ж}$	$\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ ж}$
3300	69,5042	81,3480	102,1927	111,8780	115,9919	121,2134	114,625	—	85,8018
3400	69,8949	81,8008	102,7805	112,5920	116,7558	121,9774	115,216	—	86,9317
3500	70,2754	82,2414	103,3516	113,3342	117,4981	122,7197	115,790	—	88,0317
3600	70,6463	82,6705	103,9069	114,0560	118,2202	123,4414	116,348	—	89,1122
3700	71,0080	83,0886	104,4472	114,7582	118,9229	124,1436	116,891	—	90,1657
3800	71,3609	83,4963	104,9733	115,4419	119,6064	124,8273	117,420	—	91,1964
3900	71,7054	83,8941	105,4860	116,1082	120,2729	125,4936	117,935	—	92,2055
4000	72,0420	84,2826	105,9858	116,7578	120,9223	126,1432	118,437	—	93,1942
4100	72,3710	84,6620	106,4734	117,3916	121,5563	126,7770	118,926	—	—
4200	72,6926	85,0329	106,9494	118,0103	122,1749	127,3957	119,403	—	—
4300	73,0071	85,3957	107,4144	118,6147	122,7794	128,0001	119,869	—	—
4400	73,3150	85,7507	107,8688	119,2053	123,3698	128,5907	120,324	—	—
4500	73,6164	86,0982	108,3130	119,7827	123,9474	129,1681	120,769	—	—
4600	73,9117	86,4386	108,7476	120,3476	124,5126	129,7330	121,205	—	—
4700	74,2011	86,7721	109,1729	120,9005	125,0654	130,2859	121,632	—	—
4800	74,4847	87,0991	109,5893	121,4418	125,6072	130,8273	122,050	—	—
4900	74,7629	87,4198	109,9972	121,9721	126,1371	131,3575	122,459	—	—
5000	75,0359	87,7344	110,3970	122,4918	126,6574	131,8772	122,859	—	—
5100	75,3038	88,0433	110,7899	123,0013	—	132,3857	—	—	—
5200	75,5669	88,3466	111,1732	123,5009	—	132,8863	—	—	—
5300	75,8254	88,6445	111,5503	123,9911	—	133,3765	—	—	—
5400	76,0794	88,9373	111,9204	124,4722	—	133,8576	—	—	—
5500	76,3290	89,2251	112,2837	124,9446	—	134,3300	—	—	—
5600	76,5745	89,5081	112,6405	125,4085	—	134,7939	—	—	—
5700	76,8159	89,7865	112,9910	125,8643	—	135,2497	—	—	—
5800	77,0535	90,0604	113,3355	126,3122	—	135,6976	—	—	—
5900	77,2873	90,3301	113,6742	126,7525	—	136,1379	—	—	—
6000	77,5175	90,5955	114,0072	127,1855	—	136,5709	—	—	—

Десятичные логарифмы констант равновесия (p_i в кг/см²)

162

$T^\circ \text{ abc}$	$\lg K_{p1} = \lg \frac{p_{CO} p_{O_2}}{p_{CO_2}}$	$\lg K_{p2} = \lg \frac{p_{O_2}^2 p_{H_2}}{p_{H_2O}}$	$\lg K_{p3} = \lg \frac{p_{OH} p_{H_2}^{1/2}}{p_{H_2O}}$	$\lg K_{p4} = \lg \frac{p_H^2}{p_{H_2}}$	$\lg K_{p5} = \lg \frac{p_{O}^2}{p_{O_2}}$	$\lg K_{p6} = \lg \frac{p_{NO}}{p_{N_2}^{1/2} p_{O_2}^{1/2}}$	$\lg K_{p7} = \lg \frac{p_{CO} p_{H_2O}}{p_{H_2} p_{CO_2}}$	$\lg K_{p8} = \lg \frac{p_N^2}{p_{N_2}}$
300	- 44,7389	- 39,7850	- 45,2890	- 70,7414	- 80,0867	- 15,0885	- 4,9523	- 118,6656
400	32,4094	- 29,2396	- 33,9076	- 51,7421	- 58,5109	11,1550	- 3,1698	- 87,4138
500	25,0050	- 22,8854	- 26,4537	- 40,3099	- 45,5311	8,7936	- 2,1196	68,7259
600	20,0643	- 18,6320	- 21,4685	- 32,6669	36,8380	7,2190	- 1,4323	56,2064
700	16,5375	- 15,5826	- 17,8979	27,1921	30,6499	6,0939	0,9549	47,2492
800	- 13,8941	- 13,2877	- 15,2133	- 23,0744	- 25,9854	5,2499	0,6064	40,5214
900	11,8400	- 11,4968	- 13,1210	- 19,8636	- 22,3515	4,5937	0,3432	35,2815
1000	10,1985	- 10,0591	- 11,4431	- 17,2883	19,4400	4,0683	0,1394	31,0841
1100	8,8573	- 8,8812	- 10,0696	- 15,1755	- 17,0545	3,6388	0,0239	27,6455
1200	- 7,7413	- 7,8974	- 8,9233	- 13,4105	- 15,0640	3,2802	0,1561	24,7766
1300	6,7985	- 7,0631	- 7,9523	- 11,9135	- 13,3777	2,9770	0,2646	22,3465
1400	5,9916	- 6,3467	- 7,1190	- 10,6275	- 11,9307	2,7171	0,3551	20,2614
1500	5,2936	- 5,7247	- 6,3962	- 9,5105	- 10,6752	2,4918	0,4311	18,4526
1600	4,6832	- 5,1795	- 5,7631	- 8,5311	- 9,5756	2,2946	0,4963	16,8654
1700	4,1469	- 4,6978	- 5,2041	- 7,6652	- 8,6044	2,1206	0,5509	15,4694
1800	3,6706	- 4,2690	- 4,7068	- 6,8941	- 7,7403	1,9659	0,5984	14,3247
1900	3,2451	- 3,8849	- 4,2616	- 6,2029	- 6,9665	1,8275	0,6398	13,1101
2000	2,8630	- 3,5388	- 3,8607	- 5,5798	- 6,2695	1,7030	0,6758	12,1063
2100	2,5179	- 3,2252	- 3,4978	- 5,0151	- 5,6384	1,5904	0,7073	11,1973
2200	2,2048	- 2,9398	- 3,1677	- 4,5010	- 5,0643	1,4880	0,7350	10,3703

$T^{\circ} \text{ a6C}$	$\lg K_{p1} = \lg \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{O}_2}^{1/2}}{p_{\text{CO}_2}}$	$\lg K_{p2} = \lg \frac{p_{\text{O}_2}^{1/2} p_{\text{H}_2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}$	$\lg K_{p3} = \lg \frac{p_{\text{OH}} p_{\text{H}_2}^{1/2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}$	$\lg K_{p4} = \lg \frac{p_{\text{H}}^2}{p_{\text{H}_2}}$	$\lg K_{p5} = \lg \frac{p_{\text{O}}^2}{p_{\text{O}_2}}$	$\lg K_{p6} = \lg \frac{p_{\text{NO}}}{p_{\text{N}_2}^{1/2} p_{\text{O}_2}^{1/2}}$	$\lg K_{p7} = \lg \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{H}_2} p_{\text{CO}_2}}$	$\lg K_{p8} = \lg \frac{p_{\text{N}}^2}{p_{\text{N}_2}}$
2300	- 1,9196	2,6790	- 2,8661	4,0309	- 4,5398	- 1,3946	0,7594	9,6147
2400	- 1,6586	2,4396	- 2,5895	3,5994	- 4,0585	- 1,3090	0,7810	8,9216
2500	- 1,4191	2,2192	- 2,3349	3,2018	- 3,6157	- 1,2303	0,8001	8,2835
2600	- 1,1984	2,0155	- 2,0993	2,8344	- 3,2066	- 1,1576	0,8171	7,6940
2700	- 0,9945	1,8266	- 1,8820	2,4938	- 2,8277	- 1,0905	0,8321	7,1479
2800	0,3055	- 1,6511	- 1,6796	- 2,1772	- 2,4756	- 1,0281	0,8456	6,6404
2900	- 0,6299	- 1,4874	- 1,4911	- 1,8821	- 2,1477	- 0,9702	0,8575	6,1677
3000	- 0,4664	- 1,3346	- 1,3151	- 1,6064	- 1,8415	- 0,9161	0,8682	5,7261
3100	- 0,3139	1,1914	- 1,1503	- 1,3482	- 1,5550	- 0,8655	0,8775	5,3128
3200	- 0,1711	1,0570	0,9958	- 1,1059	- 1,2862	- 0,8182	0,8859	4,9250
3300	- 0,0372	0,9305	- 0,8506	- 0,8781	- 1,0337	0,7738	0,8933	4,5605
3400	0,0885	0,8114	- 0,7138	- 0,6635	- 0,7960	- 0,7323	0,8999	4,2172
3500	0,2068	- 0,6989	- 0,5848	- 0,4610	- 0,5718	- 0,6928	0,9057	3,8933
3600	0,3183	- 0,5925	- 0,4629	- 0,2697	- 0,3600	- 0,6557	0,9108	3,5872
3700	0,4235	- 0,4918	- 0,3475	0,0885	- 0,1595	0,6207	0,9153	3,2974
3800	0,5229	- 0,3961	- 0,2381	0,0832	0,0304	- 0,5877	0,9190	3,0227
3900	0,6171	- 0,3053	- 0,1341	0,2462	0,2106	- 0,5562	0,9224	2,7618
4000	0,7064	- 0,2138	- 0,0354	0,4012	0,3818	- 0,5265	0,9202	2,5138
4100	0,7911	- 0,1365	0,0586	0,5487	0,5447	- 0,4983	0,9276	2,2777
4200	0,8717	- 0,0580	0,1482	0,6892	0,6999	- 0,4714	0,9297	2,0527
4300	0,9481	0,0171	0,2337	0,8233	0,8479	- 0,4458	0,9310	1,8379
4400	1,0212	0,0889	0,3154	0,9513	0,9892	- 0,4214	0,9323	1,6327
4500	1,0908	0,1575	0,3935	1,0736	1,1243	- 0,3982	0,9333	1,4365

$T, \text{ } ^\circ\text{C}$	$\lg K_{p1} = \lg \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{O}_2}^{1/2}}{p_{\text{CO}_2}}$	$\lg K_{p2} = \lg \frac{p_{\text{O}_2}^{1/2} p_{\text{H}_2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}$	$\lg K_{p3} = \lg \frac{p_{\text{OH}} p_{\text{H}_2}^{1/2}}{p_{\text{H}_2\text{O}}}$	$\lg K_{p4} = \lg \frac{p_{\text{H}}^2}{p_{\text{H}_2}}$	$\lg K_{p5} = \lg \frac{p_{\text{O}}^2}{p_{\text{O}_2}}$	$\lg K_{p6} = \lg \frac{p_{\text{NO}}}{p_{\text{N}_2}^{1/2} p_{\text{O}_2}^{1/2}}$	$\lg K_{p7} = \lg \frac{p_{\text{CO}} p_{\text{H}_2\text{O}}}{p_{\text{H}_2} p_{\text{CO}_2}}$	$\lg K_{p8} = \lg \frac{p_{\text{N}}^2}{p_{\text{N}_2}}$
4600	1,1572	0,2234	0,4683	1,1907	1,2535	- 0,3760	0,9338	1,2486
4700	1,2206	0,2865	0,5399	1,3029	1,3772	- 0,3548	0,9312	1,0685
4800	1,2813	0,3472	0,6087	1,4104	1,4958	- 0,3345	0,9341	0,8957
4900	1,3393	0,4054	0,6747	1,5135	1,6096	- 0,3151	0,9339	0,7298
5000	1,3949	0,4615	0,7332	1,6126	1,7188	- 0,2965	0,9334	- 0,5703
5100	1,4482	0,5154	0,7992	1,7077	1,8238	- 0,2787	0,9328	- 0,4170
5200	1,4994	0,5675	0,8579	1,7992	1,9248	- 0,2616	0,9319	- 0,2693
5300	1,5486	0,6176	0,9145	1,8873	2,0220	- 0,2451	0,9310	- 0,1270
5400	1,5956	0,6660	0,9690	1,9721	2,1156	- 0,2293	0,9296	0,0102
5500	1,6410	0,7127	1,0216	2,0539	2,2058	- 0,2141	0,9283	0,1126
5600	1,6845	0,7579	1,0724	2,1327	2,2928	- 0,1976	0,9266	0,2704
5700	1,7265	0,8016	1,1216	2,2087	2,3768	- 0,1854	0,9249	0,4939
5800	1,7670	0,8439	1,1690	2,2822	2,4579	- 0,1718	0,9231	0,5134
5900	1,8059	0,8848	1,2149	2,3531	2,5363	- 0,1588	0,9211	0,6290
6000	1,8435	0,9245	1,2594	2,4216	2,6121	- 0,1462	0,9190	0,7410

$T^{\circ} \text{ } ^{\circ}\text{C}$	$\lg K_{\text{p10}} = \lg \frac{p_{\text{B}}^2 p_{\text{O}}}{p_{\text{B}_2\text{O}_3}}$	$\lg K_{\text{p10}} = \lg \frac{p_{\text{B}} p_{\text{O}}}{p_{\text{BO}}}$	$\lg K_{\text{p11}} = \lg \frac{p_{\text{B}}^2}{p_{\text{B}_2}}$	$\lg K_{\text{p12}} = \lg \frac{p_{\text{Al}}^2 p_{\text{O}}}{p_{\text{Al}_2\text{O}_3}}$	$\lg K_{\text{p13}} = \lg \frac{p_{\text{Al}} p_{\text{O}}}{p_{\text{AlO}}}$	$\lg K_{\text{p14}} = \lg \frac{p_{\text{F}}^2}{p_{\text{F}_2}}$	$\lg K_{\text{p15}} = \lg \frac{p_{\text{H}} p_{\text{F}}}{p_{\text{HF}}}$	$\lg K_{\text{p16}} = \lg \frac{r_{\text{Li}} p_{\text{F}}}{p_{\text{LiF}}}$
300		111,8' 80	15,8995		59,1348	20,7035	92,8472	95,4543
400		82,4477	33,0562		42,9281	14,0101	68,3058	76,2551
500		64,7442	25,3251		33,1770	9,9626	53,5438	55,1023
600		52,9207	20,1558		26,6609	7,2467	43,6784	44,9810
700		44,4620	16,4542		21,9971	5,2959	36,6149	37,7391
800		38,1086	13,6718		18,4930	3,8255	31,3051	32,2995
900		33,1604	11,5032		15,7624	2,6768	27,1660	28,0630
1000	101,1271	29,1974	9,7646	95,1916	13,5755	1,7540	23,8476	24,6694
1100	89,2101	25,9509	8,4397	83,8927	11,7831	0,9961	21,1269	21,8896
1200	79,2773	23,2426	7,1501	74,4750	10,2874	0,3623	18,8550	19,5706
1300	70,8714	20,9187	6,1418	66,5049	9,0200	0,1759	16,9291	17,6063
1400	63,6657	18,9806	5,2761	59,6726	7,9323	0,6388	15,2752	15,9210
1500	57,4203	17,2734	4,5247	53,7510	6,9884	1,0413	13,8394	14,4589
1600	51,9554	15,7783	3,8661	48,5693	6,1614	1,3945	12,5810	13,1784
1700	47,1333	14,4580	3,2841	43,9972	5,4308	1,7072	11,4688	12,0476
1800	42,8471	13,2835	2,7659	39,9331	4,7805	1,9859	10,4788	11,0414
1900	39,0121	12,2318	2,3016	36,2968	4,1980	2,2360	9,5917	10,1405
2000	35,5608	11,2846	1,8831	33,0243	3,6732	2,4618	8,7922	9,3289
2100	32,4383	10,4270	1,5038	30,0637	3,1977	2,6667	8,0678	8,5940
2200	29,5999	9,6468	1,1586	27,3723	2,7650	2,8534	7,4086	7,9254
2300	27,0084	8,9339	0,8429	24,9152	2,3694	3,0244	6,8059	7,3144
2400	24,6331	8,2801	0,5531	22,6630	2,0064	3,1816	6,2528	6,7538
2500	22,4480	7,6781	0,2861	20,5911	1,6720	3,3266	5,7433	6,2376

$T^{\circ} \text{d}^{\circ} \text{C}$	$\lg K_{p1} = \lg \frac{p_B^2 p'_O}{p_{B_2O_3}}$	$\lg K_{p10} = \lg \frac{p_B p_O}{p_{BO}}$	$\lg K_{p11} = \lg \frac{p_B^2}{p_{B_2}}$	$\lg K_{p12} = \lg \frac{p_{Al}^2 p'_O}{p_{Al_2O_3}}$	$\lg K_{p13} = \lg \frac{p_{Al} p_O}{p_{AlO}}$	$\lg K_{p14} = \lg \frac{p'_F}{p_{F_2}}$	$\lg K_{p15} = \lg \frac{p_H p_F}{p_{HF}}$	$\lg K_{p16} = \lg \frac{p_{Li} p_F}{p_{LiF}}$
2600	20,4311	7,1220	0,0393	18,6788	1,3630	3,4608	5,2726	5,7608
2700	18,5638	6,6069	0,1896	16,9083	1,0766	3,5854	4,8363	5,3189
2800	16,8300	6,1282	0,4024	15,2645	0,8103	3,7015	4,4307	4,9082
2900	15,2160	5,6822	0,6008	13,7341	0,5621	3,8098	4,0528	4,5255
3000	13,7097	5,2657	0,7863	12,3059	0,3302	3,9111	3,6997	4,1680
3100	12,3008	4,8759	0,9600	10,9700	0,1129	4,0061	3,3691	3,8332
3200	10,9800	4,5102	1,1231	9,7178	0,0909	4,0555	3,0589	3,5191
3300	9,7394	4,1664	1,2765	8,5415	0,2827	4,1796	2,7673	3,2237
3400	8,5719	3,8427	1,4212	7,4346	0,4634	4,2550	2,4926	2,9154
3500	7,4712	3,5373	1,5577	6,3910	0,6339	4,3341	2,2334	2,6827
3600	6,4317	3,2487	1,6868	5,4054	0,7952	4,4051	1,9884	2,4344
3700	5,4485	2,9755	1,8091	4,4733	0,9479	4,4725	1,7564	2,1992
3800	4,5172	2,7156	1,9251	3,5902	1,0928	4,5365	1,5366	1,9762
3900	3,6336	2,4708	2,0354	2,7526	1,2304	4,5974	1,3278	1,7643
4000	2,7944	2,2371	2,1402	1,9568	1,3613	4,6554	1,1294	1,5627
4100	1,9461	2,0147	2,2401	1,2000	1,4859	4,7106	0,9405	1,3708
4200	1,2359	1,8028	2,3354	0,4792	1,6048	4,7634	0,7606	1,1877
4300	0,5111	1,6006	2,4263	0,080	1,7183	4,8139	0,5888	1,0130
4400	0,1807	1,4075	2,5132	0,8639	1,8267	4,8622	0,4248	0,8459
4500	0,8418	1,2229	2,5964	1,4907	1,9305	4,9084	0,2680	0,6860

$T^{\circ}\text{a6C}$	$\lg K_{\text{p0}} = \lg \frac{p_{\text{B}}^2 p_{\text{O}}}{p_{\text{B}_2\text{O}_3}}$	$\lg K_{\text{p10}} = \lg \frac{p_{\text{B}} p_{\text{O}}}{p_{\text{BO}}}$	$\lg K_{\text{p11}} = \lg \frac{p_{\text{B}}^2}{p_{\text{B}_2}}$	$\lg K_{\text{p12}} = \lg \frac{p_{\text{Al}}^2 p_{\text{O}}}{p_{\text{Al}_2\text{O}_3}}$	$\lg K_{\text{p13}} = \lg \frac{p_{\text{Al}} p_{\text{O}}}{p_{\text{AlO}}}$	$\lg K_{\text{p14}} = \lg \frac{p_{\text{F}}^2}{p_{\text{F}_2}}$	$\lg K_{\text{p15}} = \lg \frac{p_{\text{H}} p_{\text{F}}}{p_{\text{HF}}}$	$\lg K_{\text{p16}} = \lg \frac{p_{\text{Li}} p_{\text{F}}}{p_{\text{LiF}}}$
4600	1,4740	1,0462	1,6761	2,0902	2,0299	4,9527	— 0,1180	— 0,5328
4700	2,0793	0,8768	2,7525	2,1641	2,1252	4,9953	— 0,0258	— 0,3859
4800	2,6594	0,7145	2,8258	3,2141	2,2166	5,0361	— 0,1636	— 0,2449
4900	3,2158	0,5587	2,8962	3,7117	2,3045	5,0755	— 0,2958	— 0,1095
5000	3,7499	0,4090	2,9638	4,2481	2,3889	5,1133	— 0,4229	— 0,0208
5100	4,2630	0,2652	3,0289	4,7347	2,4702	5,1497	— 0,5450	— 0,1462
5200	4,7564	0,1267	3,0916	5,2026	2,5484	5,1848	— 0,6624	— 0,2670
5300	5,2312	0,0066	3,1520	5,6529	2,6238	5,2187	— 0,7754	— 0,3834
5400	5,6884	0,1350	3,2102	6,0865	2,6965	5,2514	— 0,8843	— 0,4958
5500	6,1290	0,2588	3,2664	6,5043	2,7666	5,2829	— 0,9893	— 0,6043
5600	6,5538	0,3783	3,3206	6,9073	2,8844	5,3135	— 1,0906	— 0,7091
5700	6,9638	0,4936	3,3730	7,2961	2,8999	5,3430	— 1,1883	— 0,8104
5800	7,3595	0,6051	3,4237	7,6716	2,9632	5,3716	— 1,2826	— 0,9085
5900	7,7419	0,7128	3,4727	8,0343	3,0245	5,3992	— 1,3738	— 1,0034
6000	8,1115	0,8170	3,5201	8,3850	3,0839	5,4260	— 1,4621	— 1,0954

$T^{\circ} \text{ a6c}$	$\lg K_{p17} = \lg \frac{p_B p_F^3}{p_{BF_3}}$	$\lg K_{p18} = \lg \frac{p_B p_F}{p_{BF}}$	$\lg K_{p19} = \lg \frac{p_C p_F}{p_{CF}}$	$\lg K_{p20} = \lg \frac{p_F p_{Cl}}{p_{ClF}}$	$\lg K_{p21} = \lg \frac{p_{Cl}^2}{p_{Cl_2}}$	$\lg K_{p22} = \lg \frac{p_H p_{Cl}}{p_{HCl}}$	$\lg K_{p23} = \lg \frac{p_B p_{Cl}}{p_{BCl_2}}$	$\lg K_{p24} = \lg \frac{p_B p_{Cl}}{p_{BCl}}$
300	— 284,3981	— 67,1385	— 319,0054	— 38,5476	— 36,6695	— 70,2960	— 179,9836	— 65,0456
400	— 208,3238	— 48,8690	— 232,2329	— 27,5018	— 26,0820	— 51,4775	— 130,3119	— 47,3877
500	— 162,5976	— 37,3738	— 180,0644	— 20,8444	— 19,7044	— 40,1522	— 100,4493	— 36,7664
600	— 132,0708	— 30,5239	— 145,2316	— 16,3882	— 15,4354	— 32,5758	— 80,5130	— 29,6692
700	— 110,2416	— 25,2615	— 120,3087	— 13,1937	— 12,3755	— 27,1468	— 66,2744	— 24,5656
800	— 93,8552	— 21,3064	— 101,6281	— 10,7898	— 10,0725	— 23,0623	— 55,5478	— 20,7720
900	— 81,101	— 18,2243	— 87,1297	— 8,9145	— 8,2757	— 19,8761	— 47,2183	— 17,7977
1000	— 70,8915	— 15,7542	— 75,4728	— 7,4100	— 6,8337	— 17,3201	— 40,5472	— 15,4141
1100	— 62,5341	— 13,7300	— 65,9025	— 6,1757	— 5,6506	— 15,2234	— 35,0854	— 13,4609
1200	— 55,5667	— 12,0406	— 57,9497	— 5,1445	— 4,6621	— 13,4719	— 30,5312	— 11,8307
1300	— 49,6690	— 10,6091	— 51,2243	— 4,2699	— 3,8236	— 11,9866	— 26,6758	— 10,4494
1400	— 44,6122	— 9,3803	— 45,4587	— 3,5185	— 3,1032	— 10,7107	— 23,3695	— 9,2638
1500	— 40,2285	— 8,3139	— 40,4612	— 2,8659	— 2,4774	— 9,6027	— 20,5030	— 8,2346
1600	— 36,3918	— 7,3797	— 36,0880	— 2,2936	— 1,9288	— 8,6314	— 17,9940	— 7,3330
1700	— 33,0057	— 6,5644	— 32,2090	— 1,7875	— 1,4437	— 7,7728	— 15,7795	— 6,5365
1800	— 29,9953	— 5,8198	— 28,7990	— 1,3368	— 1,0116	— 7,0083	— 13,8102	— 5,8276
1900	— 27,3014	— 5,1618	— 25,7299	— 0,9327	— 0,6244	— 6,3232	— 12,0478	— 5,1925
2000	— 24,8764	— 4,5689	— 22,9678	— 0,5684	— 0,2752	— 5,7056	— 10,4614	— 4,6203
2100	— 22,6821	— 4,0318	— 20,4689	— 0,2381	— 0,0412	— 5,1461	— 9,0257	— 4,1019
2200	— 20,6870	— 3,5431	— 18,1982	— 0,0628	— 0,3293	— 4,6367	— 7,7203	— 3,6301
2300	— 18,8652	— 3,0963	— 16,1232	— 0,3380	— 0,5928	— 4,1709	— 6,5281	— 3,1988
2400	— 17,1950	— 2,6863	— 14,2221	— 0,5907	— 0,8347	— 3,7434	— 5,4352	— 2,8030
2500	— 15,6583	— 2,3087	— 12,4733	— 0,8236	— 1,0576	— 3,3496	— 4,4295	— 2,4386

$T^{\circ} \text{ a6C}$	$\lg K_{p17} = \lg \frac{p_B p'_F}{p_{BF}}$	$\lg K_{p18} = \lg \frac{p_B p'_F}{p_{BF}}$	$\lg K_{p19} = \lg \frac{p_C p'_F}{p_{CF}}$	$\lg K_{p20} = \lg \frac{p_F p_{Cl}}{C_{IF}}$	$\lg K_{p21} = \lg \frac{p'_2 Cl}{p_{Cl_2}}$	$\lg K_{p22} = \lg \frac{p_H p_{Cl}}{p_{HCl}}$	$\lg K_{p23} = \lg \frac{p_B p_{Cl}}{p_{BCl}}$	$\lg K_{p24} = \lg \frac{p_B p_{Cl}}{p_{BCl}}$
2600	— 14,2397	— 1,9598	— 10,8591	1,0389	1,2637	— 2,9857	— 3,5010	— 2,1016
2700	— 12,9260	— 1,6363	— 9,3645	1,2387	1,4547	— 2,6484	— 2,6412	— 1,7894
2800	— 11,7061	— 1,3357	— 7,9770	1,4245	1,6323	— 2,2347	— 1,8426	— 1,4991
2900	— 10,5702	— 1,0555	— 6,6851	1,5978	1,7979	— 2,0424	— 1,0989	— 1,2285
3000	— 9,5100	— 0,7937	— 5,4795	1,7597	1,9527	— 1,7693	— 0,4048	— 0,9757
3100	— 8,5182	— 0,5485	— 4,3518	1,9115	2,0976	— 1,5136	— 0,2447	— 0,7390
3200	— 7,5882	— 0,3184	— 3,2947	2,0540	2,2336	— 1,2736	— 0,8535	— 0,5168
3300	— 6,7146	— 0,1021	— 2,3017	2,1881	2,3616	— 1,0479	— 1,4254	— 0,3078
3400	— 5,8923	— 0,1017	— 1,3673	2,3144	2,4821	— 0,8353	— 1,9638	— 0,1110
3500	— 5,1169	— 0,2941	— 0,4863	2,4337	2,5959	— 0,6346	— 2,4713	— 0,0748
3600	— 4,3846	— 0,4760	— 0,3457	2,5465	2,7035	— 0,4450	— 2,9508	— 0,2505
3700	— 3,6919	— 0,6482	— 1,1326	2,6533	2,8054	— 0,2654	— 3,4043	— 0,4168
3800	— 3,0356	— 0,8116	— 1,8781	2,7547	2,9020	— 0,0952	— 3,8339	— 0,5746
3900	— 2,4129	— 0,9666	— 2,5852	2,8509	2,9937	— 0,0665	— 4,2415	— 0,7244
4000	— 1,8213	— 1,1141	— 3,2570	2,9424	3,0810	— 0,2402	— 4,6288	— 0,8669
4100	— 1,2586	— 1,2546	— 3,8958	3,0295	3,1640	— 0,3666	— 4,9974	— 1,0025
4200	— 0,7226	— 1,3884	— 4,5043	3,1125	3,2432	— 0,5060	— 5,3485	— 1,1319
4300	— 0,2116	— 1,5162	— 5,0844	3,1917	3,3187	— 0,6391	— 5,6833	— 1,2553
4400	— 0,2762	— 1,6383	— 5,6381	3,2674	3,3909	— 0,7663	— 6,0029	— 1,3733
4500	— 0,7424	— 1,7551	— 6,1671	3,3397	3,4599	— 0,8878	— 6,3083	— 1,4861

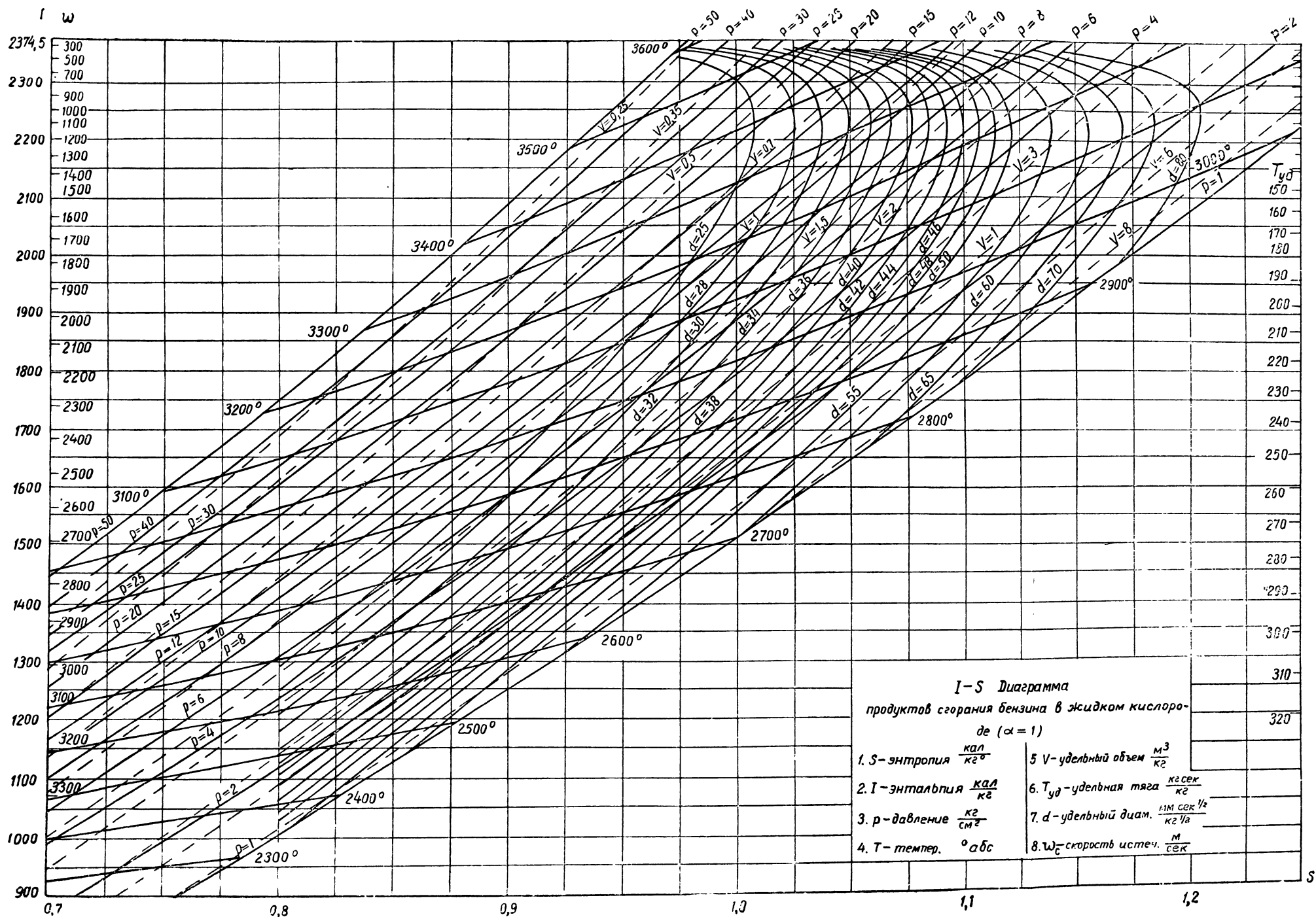
$T^{\circ} \text{ a}6\text{C}$	$\lg K_{p17} = \lg \frac{P_B P_F^2}{P_{BF_3}}$	$\lg K_{p18} = \lg \frac{P_B P_F}{P_{BF}}$	$\lg K_{p19} = \lg \frac{P_C P_F^2}{P_{CF_2}}$	$\lg K_{p20} = \lg \frac{P_F P_{Cl}}{P_{ClF}}$	$\lg K_{p21} = \lg \frac{P_{Cl}}{P_{Cl_2}}$	$\lg K_{p22} = \lg \frac{P_H P_{Cl}}{P_{HCl}}$	$\lg K_{p23} = \lg \frac{P_B P_{Cl}}{P_{B_2Cl_2}}$	$\lg K_{p24} = \lg \frac{P_B P_{Cl}}{P_{BCl}}$
4600	1,1883	1,8669	6,6730	3,4089	3,5260	1,0042	6,6003	1,5942
4700	1,6153	1,9741	7,1575	3,4751	3,5893	1,1157	6,8798	1,6977
4800	2,0244	2,0769	7,6216	3,5386	3,6500	1,2226	7,1477	1,7970
4900	2,4169	2,1755	8,0669	3,5995	3,7083	1,3252	7,4047	1,8924
5000	2,7937	2,2704	8,4942	3,6580	3,7643	1,4238	7,6516	1,9840
5100	3,1557	2,3616		3,7141	3,8181	1,5186		2,0722
5200	3,5038	2,4494		3,7680	3,8699	1,6098		2,1570
5300	3,8388	2,5339		3,8199	3,9198	1,6976		2,2387
5400	4,1614	2,6154		3,8698	3,9678	1,7822		2,3175
5500	4,4722	2,6940		3,9178	4,0141	1,8638		2,3935
5600	4,7720	2,7699		3,9641	4,0588	1,9425		2,4668
5700	5,0612	2,8432		4,0087	4,1020	2,0185		2,5376
5800	5,3405	2,9140		4,0518	4,1437	2,0919		2,6061
5900	5,6103	2,9824		4,0932	4,1839	2,1629		2,6723
6000	5,8711	3,0487		4,1333	4,2229	2,2315		2,7364

Таблица международной стандартной атмосферы

$H, м$	$t_h, ^\circ C$	$T_h, ^\circ абс$	p_h мм рт. ст.	$\frac{p_h}{p_0}$	ρ_h кг сек ² /м ⁴	a м/сек
-1000	21,5	294,5	854,59	1,1245	0,1374	344,9
- 800	20,2	293,2	834,95	1,0986	0,1349	344,2
- 600	18,9	291,9	815,67	1,0733	0,1323	343,4
- 400	17,6	290,6	796,76	1,0484	0,1298	342,6
- 200	16,3	289,3	778,20	1,0210	0,1274	341,9
0	15,0	288,0	760,00	1,0000	0,1250	341,1
200	13,7	286,7	742,14	0,9765	0,1226	340,3
400	12,4	285,4	724,62	0,9535	0,1202	339,6
600	11,1	284,1	707,44	0,9308	0,1179	338,8
800	9,8	282,8	690,59	0,9087	0,1156	338,0
1000	8,5	281,5	674,07	0,8869	0,1134	337,2
1200	7,2	280,2	657,87	0,8656	0,1112	336,4
1400	5,9	278,9	641,98	0,8447	0,1090	335,7
1600	4,6	277,6	626,41	0,8242	0,1069	334,9
1800	3,3	276,3	611,15	0,8041	0,1047	334,1
2000	2,0	275,0	596,18	0,7845	0,1027	333,3
2200	0,7	273,7	581,52	0,7652	0,1006	332,5
2400	-0,6	272,4	567,15	0,7462	0,0986	331,7
2600	-1,9	271,1	553,06	0,7277	0,0966	331,0
2800	-3,2	269,8	539,27	0,7096	0,0947	330,2
3000	-4,5	268,5	525,75	0,6918	0,0927	329,4
3200	-5,8	267,2	512,51	0,6744	0,0908	328,6
3400	-7,1	265,9	499,54	0,6573	0,0890	327,8
3600	-8,4	264,6	486,83	0,6406	0,0871	327,0
3800	-9,7	263,3	474,39	0,6242	0,0853	326,1
4000	-11,0	262,0	462,21	0,6082	0,0835	325,3
4200	-12,3	260,7	450,28	0,5925	0,0818	324,5
4400	-13,6	259,4	438,60	0,5771	0,0801	323,7
4600	-14,9	258,1	427,17	0,5621	0,0784	322,9
4800	-16,2	256,8	415,99	0,5473	0,0767	322,1
5000	-17,5	255,5	405,04	0,5329	0,0751	321,3
5200	-18,8	254,2	394,32	0,5189	0,0735	320,5
5400	-20,1	252,9	383,84	0,5050	0,0719	319,6
5600	-21,4	251,6	373,58	0,4916	0,0703	318,8
5800	-22,7	250,3	363,54	0,4784	0,0688	318,0
6000	-24,0	249,0	353,73	0,4654	0,0673	317,2
6200	-25,3	247,7	344,13	0,4528	0,0658	316,3
6400	-26,6	246,4	334,74	0,4406	0,0643	315,5
6600	-27,9	245,1	325,56	0,4284	0,0629	314,7
6800	-29,2	243,8	316,59	0,4166	0,0615	313,8
7000	-30,5	242,5	307,82	0,4050	0,0601	313,0
7200	-31,8	241,2	299,24	0,3937	0,0588	312,2
7400	-33,1	239,9	290,86	0,3827	0,0574	311,3
7600	-34,4	238,6	282,67	0,3719	0,0561	310,5
7800	-35,7	237,3	274,67	0,3614	0,0548	309,6
8000	-37,0	236,0	266,85	0,3511	0,0535	308,8
8200	-38,3	234,7	259,22	0,3411	0,0523	307,9
8400	-39,6	233,4	251,76	0,3313	0,0511	307,1

H_m	$t_h, ^\circ\text{C}$	$T_h, ^\circ\text{абс}$	ρ_h мм рт.ст.	$\frac{\rho_h}{\rho_0}$	ρ_h кг сек ² /м ⁴	a м/сек
8600	-40,9	232,1	244,48	0,3217	0,0499	306,2
8800	-42,2	230,8	237,36	0,3123	0,0487	305,4
9000	-43,5	229,5	230,42	0,3032	0,0475	304,5
9200	-44,8	228,2	223,64	0,2943	0,0464	303,6
9400	-46,1	226,9	217,03	0,2856	0,0453	302,8
9600	-47,4	225,6	210,57	0,2771	0,0442	301,9
9800	-48,7	224,3	204,27	0,2688	0,0431	301,0
10000	-50,0	223,0	198,12	0,2607	0,0421	300,2
10200	-51,3	221,7	192,13	0,2528	0,0410	299,3
10400	-52,6	220,4	186,28	0,2451	0,0400	298,4
10600	-53,9	219,1	180,58	0,2376	0,0390	297,5
10800	-55,2	217,8	175,02	0,2303	0,0381	296,6
11000	-56,5	216,5	169,60	0,2232	0,0371	295,8
11200	-56,5	216,5	164,33	0,2162	0,0359	295,8
11400	-56,5	216,5	159,22	0,2095	0,0348	295,8
11600	-56,5	216,5	154,27	0,2030	0,0337	295,8
11800	-56,5	216,5	149,48	0,1967	0,0327	295,8
12000	-56,5	216,5	144,84	0,1906	0,0317	295,8
12200	-56,5	216,5	140,34	0,1847	0,0307	295,8
12400	-56,5	216,5	135,98	0,1789	0,0297	295,8
12600	-56,5	216,5	131,75	0,1734	0,0288	295,8
12800	-56,5	216,5	127,66	0,1680	0,0279	295,8
13000	-56,5	216,5	123,69	0,1628	0,0271	295,8
13200	-56,5	216,5	119,85	0,1577	0,0262	295,8
13400	-56,5	216,5	116,13	0,1528	0,0254	295,8
13600	-56,5	216,5	112,52	0,1480	0,0246	295,8
13800	-56,5	216,5	109,09	0,1434	0,0238	295,8
14000	-56,5	216,5	105,64	0,1390	0,0231	295,8
14200	-56,5	216,5	102,36	0,1347	0,0224	295,8
14400	-56,5	216,5	99,18	0,1305	0,0217	295,8
14600	-56,5	216,5	96,09	0,1264	0,0210	295,8
14800	-56,5	216,5	93,11	0,1225	0,0204	295,8
15000	-56,5	216,5	90,22	0,1187	0,0197	295,8
15200	-56,5	216,5	87,41	0,1150	0,0191	295,8
15400	-56,5	216,5	84,70	0,1114	0,0185	295,8
15600	-56,5	216,5	82,07	0,1080	0,0180	295,8
15800	-56,5	216,5	79,52	0,1046	0,0174	295,8
16000	-56,5	216,5	77,05	0,1014	0,0169	295,8
16200	-56,5	216,5	74,65	0,0982	0,0163	295,8
16400	-56,5	216,5	72,33	0,0952	0,0158	295,8
16600	-56,5	216,5	70,09	0,0922	0,0153	295,8
16800	-56,5	216,5	67,91	0,0894	0,0149	295,8
17000	-56,5	216,5	65,80	0,0866	0,0144	295,8
17200	-56,5	216,5	63,76	0,0839	0,0139	295,8
17400	-56,5	216,5	61,77	0,0813	0,0135	295,8
17600	-56,5	216,5	59,86	0,0787	0,0131	295,8
17800	-56,5	216,5	58,00	0,0763	0,0127	295,8
18000	-56,5	216,5	56,19	0,0739	0,0123	295,8
18200	-56,5	216,5	54,45	0,0716	0,0119	295,8
18400	-56,5	216,5	52,76	0,0694	0,0115	295,8

H_m	t_h °C	T_h °абс	p_h мм рт.ст.	$\frac{p_h}{p_0}$	ζ_h кг сек ² /м ⁴	a м/сек
18600	-56,5	216,5	51,12	0,0672	0,0112	295,8
18800	-56,5	216,5	49,53	0,0652	0,0108	295,8
19000	-56,5	216,5	47,99	0,0632	0,0105	295,8
19200	-56,5	216,5	46,50	0,0612	0,0102	295,8
19400	-56,5	216,5	45,06	0,0593	0,0099	295,8
19600	-56,5	216,5	43,66	0,0575	0,0095	295,8
19800	-56,5	216,5	42,30	0,0557	0,0093	295,8
20000	-56,5	216,5	40,99	0,0539	0,0090	295,8
20500	-56,5	216,5	37,9	0,0499	0,0082	295,8
21000	-56,5	216,5	35,0	0,0461	0,0076	295,8
21500	-56,5	216,5	32,4	0,0426	0,0071	295,8
22000	-56,5	216,5	29,9	0,0393	0,0067	295,8
22500	-56,5	216,5	27,6	0,0363	0,0060	295,8
23000	-56,5	216,5	25,5	0,0336	0,0056	295,8
23500	-56,5	216,5	23,6	0,0311	0,0051	295,8
24000	-56,5	216,5	21,8	0,0287	0,0047	295,8
24500	-56,5	216,5	20,2	0,0266	0,0044	295,8
25000	-56,5	216,5	18,6	0,0245	0,0041	295,8
30000	—	—	8,9	0,0118	0,0018	—
35000	—	—	4,3	0,0056	0,0008	—
40000	—	—	2,1	0,0028	0,0004	—



I-S Диаграмма
 продуктов сгорания бензина в жидком кислороде ($\alpha = 1$)

1. S - энтропия $\frac{\text{ккал}}{\text{кг}^\circ}$	5 V - удельный объем $\frac{\text{м}^3}{\text{кг}}$
2. I - энтальпия $\frac{\text{ккал}}{\text{кг}}$	6. $T_{уд}$ - удельная тяга $\frac{\text{кгсек}}{\text{кг}}$
3. p - давление $\frac{\text{кг}}{\text{см}^2}$	7. d - удельный диам. $\frac{\text{мм сек}^{1/2}}{\text{кг}^{1/2}}$
4. T - темпер. $^\circ\text{абс}$	8. W_c - скорость истеч. $\frac{\text{м}}{\text{сек}}$

ЛИТЕРАТУРА

- Абрамович Г. Н. Прикладная газовая динамика. Гостехтеоретиздат, 1953.
- Атрощенко В. И., Каргин С. И. Технология азотной кислоты Госхимиздат, 1949.
- Болгарский А. В., Шуккин В. К. Рабочие процессы в жидкостно-реактивных двигателях. Оборонгиз, 1953.
- Ваничев А. П. Термодинамический расчет горения и истечения в области высоких температур. БНТ, 1947.
- Ваничев А. П., Кнорре Г. Ф. Обобщенные формулы газового анализа. БНТ, 1946.
- Ваничев А. П., Меньшикова З. Е. Таблицы термодинамических функций. 1954.
- Ваничев А. П., Журавлева В. Н. Определение температуры и коэффициента полноты сгорания в камере ЖРД. Сб. «Технические заметки» № 2, 1947.
- Глушко В. П. Жидкое топливо для реактивных двигателей. ВВИА имени проф. Н. Е. Жуковского, 1936.
- Голубева О. И., Востриков М. И. Охлаждение лопаток газовых турбин (обзор иностранной литературы), 1954.
- Гухман А. А., Ильяхин Н. В. Основы учения о теплообмене при течении газа с большой скоростью. Машгиз, 1951.
- Зельдович Я. Б., Полярный А. И. Расчеты тепловых процессов при высокой температуре. БНТ, 1947.
- Иевлев В. М. Некоторые вопросы гидродинамической теории теплообмена при течении газа. Доклады Академии наук, 87, № 1, 1952.
- Ионов В. Б., Котенко Л. А. Конструкция узлов уплотнения топливных центробежных насосов. Сб. «Технические заметки» № 2, 1947.
- Карапетьянц М. Х. Химическая термодинамика. Госхимиздат, 1953.
- Кутателадзе С. С. Теплопередача при конденсации и кипении. Машгиз, 1952.
- Ломакин А. А. Центробежные и пропеллерные насосы. МАШГИЗ, 1950.
- Мелькумов Т. М. Теория быстроходного двигателя с самовоспламенением (гл. VI). Оборонгиз, 1953.
- Мельников М. В. Влияние формы камеры и сопла на тягу ЖРД. БНТ, 1946.
- Михеев М. А. Основы теплопередачи. Госэнергоиздат, 1956.
- Сняряев Г. Б., Добровольский М. В. Жидкостные ракетные двигатели. Оборонгиз, 1955.
- Стечкин Б. С., Казанджан П. К., Алексеев Л. П., Говоров А. Н., Коновалов Н. Е., Нечаев Ю. Н., Федоров Р. М. Теория реактивных двигателей. ч II. ВВИА имени проф. Н. Е. Жуковского. 1954.
- Цандер Ф. А. Проблема полета при помощи ракетных аппаратов. Оборонгиз, 1947.
- Циолковский К. Э. Труды по ракетной технике. Оборонгиз, 1947.
- Чернышев Н. Г. Химия ракетных топлив. Госэнергоиздат, 1948.
- Бейли и Дин. Исследование теплообмена к топливу ракетного двигателя. в сб. «Вопросы ракетной техники», № 9 (28). ИИЛ, 1955

Зиблэнд. Проблемы теплопередачи в ракетных двигателях, в сб. «Вопросы ракетной техники», № 4 (34), ИИЛ, 1956.

Крокко Л. Вопросы устойчивости сгорания, в сб. «Вопросы ракетной техники», № 3 (9), ИИЛ, 1952.

Леонард А. Некоторые возможности применения различных топлив для ракет, в сб. «Физика и химия реактивного движения», № 2, ИИЛ, 1949.

Лютц О. Специальные материалы для ракетных двигателей, в сб. «Ракетные двигатели». БНТ, 1948.

Одрит Л. и Огг Б. Химия гидразина. ИИЛ, 1954.

Саттон Д. Ракетные двигатели. ИИЛ, 1952.

Саммерфилд М. Неустойчивое горение в ЖРД, в сб. «Вопросы ракетной техники», № 3 (9). ИИЛ, 1952.

Тзян. Об исследованиях по ракетной технике, в сб. «Вопросы ракетной техники», № 3. ИИЛ, 1951.

Уимпресс Р. Н. Внутренняя баллистика пороховых ракет. ИИЛ, 1952.

Шенли Э., Гриншпан Ф. Высококонцентрированная перекись водорода, в сб. «Физика и химия реактивного движения», № 2. ИИЛ, 1949.

Штелинг К. Форсуночный впрыск и гидравлические факторы в анализе ракетного двигателя, в сб. «Вопросы ракетной техники», № 1 (13). ИИЛ, 1953.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	5
----------	---

Глава I. Термодинамика двигателя

§ 1.1. Схема процесса двигателя	13
§ 1.2. Тяга двигателя, удельная тяга, удельный расход и удельный вес	16
§ 1.3. Идеальный цикл, термический к.п.д. и максимальная скорость истечения газов	22
§ 1.4. Действительный процесс и скорость газов. Коэффициенты полезного действия	26
§ 1.5. Коэффициенты полезного действия двигателя в полете	30

Глава II. Горючие и окислители

§ 2.1. Общие замечания	39
§ 2.2. Основные требования к горючим и окислителям	41
§ 2.3. Однокомпонентные рабочие тела	44
§ 2.4. Окислители	46
§ 2.5. Горючие	61
§ 2.6. Оценка наиболее употребительных горючих смесей	69
§ 2.7. Перспективные горючие и окислители	70

Глава III. Температура и состав продуктов сгорания

§ 3.1. Общие положения	78
§ 3.2. Элементарный состав	79
§ 3.3. Теоретическое и действительное соотношение компонентов	80
§ 3.4. Состав продуктов сгорания	83
§ 3.5. Расчет состава продуктов сгорания при низких температурах	87
§ 3.6. Расчет состава продуктов сгорания при наличии диссоциации	90
§ 3.7. Методы расчета состава продуктов сгорания при высоких температурах	93
§ 3.8. Теплотворность рабочего тела	96
§ 3.9. Энтальпия исходных веществ и продуктов сгорания	99
§ 3.10. Определение температуры сгорания	103

Глава IV. Процессы в реакционных камерах

§ 4.1. Основные типы камер	109
§ 4.2. Особенности процесса камер сгорания	110
§ 4.3. Особенности форсунок ЖРД	112

§ 4.4	Распыливание	119
§ 4.5	Смещение	126
§ 4.6	Особенности нагрева и испарения жидких компонентов в камере	131
§ 4.7	Влияние параметров процесса на размеры головки	134
§ 4.8	Форма головки	135
§ 4.9	Сгорание	136
§ 4.10	Выбор размеров камеры сгорания	138
§ 4.11	Форма камеры сгорания	140

Глава V. Течение газа в сопле

§ 5.1	Общая характеристика процесса истечения в ЖРД	143
§ 5.2	Система уравнений для течения газа в сопле	145
§ 5.3	Скорость и расход газа через сопло	147
§ 5.4	Особенности сверхзвукового течения в сопле	150
§ 5.5	Расчет изэнтропического течения	153
§ 5.6	Расчет сопла по $I-S$ диаграмме	155
§ 5.7	Реальное течение газа	156
§ 5.8	Профилирование сопла	159

Глава VI. Характеристики жидкостно-реактивных двигателей

§ 6.1	Расчетный режим работы сопла	161
§ 6.2	Общие сведения о характеристиках ЖРД	163
§ 6.3	Дроссельная характеристика	164
§ 6.4	Высотная характеристика	172
§ 6.5	Неустойчивая работа ЖРД	175

Глава VII. Охлаждение жидкостно-реактивных двигателей

§ 7.1	Некоторые сведения из теории теплопередачи	181
§ 7.2	Теплопередача от газа к стенке камеры сгорания и сопла ЖРД	193
§ 7.3	Методы охлаждения жидкостно-реактивного двигателя	200
§ 7.4	Внутреннее охлаждение	201
§ 7.5	Емкостное охлаждение	207
§ 7.6	Внешнее проточное охлаждение	211

Глава VIII. Системы питания ЖРД

§ 8.1	Насосные системы питания	222
§ 8.2	Парогазогенераторы	223
§ 8.3	Турбины	228
§ 8.4	Насосы	231
§ 8.5	Расход рабочего тела через турбину	235
§ 8.6	Баллонные системы питания	236
	Приложения	245
	Литература	277

Технический редактор Т. В. Селезнева

Корректор М. Ф. Ахрамеева

Сдано в набор 16 VI—1956 г.

Подписано к печати 12 XII—1956 г.

Г-76386

Изд. № 2151

Зак. 414

Формат бумаги 60 × 92¹/₂ мм

17,5 печ. л. +3 вкл.

14,5 уч.-изд. л.

ОПЕЧАТКИ

Страница	Строка	Напечатано	Должно быть
19	Фиг. 1.4.	$p_k = 15 \text{ атм}$	$p_k = 30 \text{ атм}$
24	6 сн.	Фиг. 1.	Фиг. 1.6
60	3 сн.	$13,6 \div 19,8^\circ\text{C}$	$13,6 \div 13,8^\circ\text{C}$
68	2 сн.	$\text{C}_2\text{H}_5\text{OCH}_2\text{OH}$.	$\text{C}_4\text{H}_9\text{OCH}_2\text{OH}$.
71	1 сн.	CaF	CaF ₂
84	12 сн.	$\text{N} + \text{O}_2 \rightleftharpoons 2 \text{NO}$	$\text{N}_2 + \text{O}_2 \rightleftharpoons 2 \text{NO}$
94	9 сн.	$B = 6 \frac{\text{H}}{\text{C}} + E - 1$	$B = 6 \frac{\text{H}}{\text{C}} + E + 1$
131	Табл. 4.1 2-й столб. справа	кислород	кислота
174	9 сн.	$T_{\text{ул}_1} \gg T_{\text{ул}_2}$,	$T_{\text{ул}_1} > T_{\text{ул}_2}$,
184	Ф-ла (7.5)	T_2	T_Γ
190	4 сн.	рода	ряда
195	Ф-ла (7.23)	$\alpha_{\Gamma_1} = \alpha_{\Gamma_0} \left(\frac{D_{\text{кр}0}}{D_{\text{кр}1}} \right)^{0,15} \cdot \left(\frac{p_{\text{к}1}^*}{p_{\text{к}0}^*} \right)^{0,85} \cdot \frac{s_1}{s_0}$	$\alpha_{\Gamma_1} = \alpha_{\Gamma_0} \left(\frac{D_{\text{кр}0}}{D_{\text{кр}1}} \right)^{0,18} \cdot \left(\frac{p_{\text{к}1}^*}{p_{\text{к}0}^*} \right)^{0,82} \cdot \frac{s_1}{s_0}$
195	1 сн.	T_Γ и T_Γ	T_Γ и $T_{\text{ст}_\Gamma}$
197	19 сн.	(табл. 7.4)	(табл. 7.3)
233	17 сн.	. . . $\pm Z_{\text{вс}} \gamma$,	. . . $\pm Z_{\text{вс}} \eta$,
241	1 сн.	и δ	β и
	Графа	T	
251	ОН	4500	45169,7
253	ClF	5000	29532,0
254	CF ₄	600	- 225624,6
260	BF	2600	65,5775
262	BF ₃	2200	94,3499
268	lg K _{p12}	4500	1,4907
269	lg K _{p11}	4600	1,6761
271	lg K _{p22}	2800	-2,3347

