

ИССЛЕДОВАНИЕ ОСОБЕННОСТЕЙ РАБОЧЕГО ПРОЦЕССА ЖИДКОСТНЫХ РАКЕТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ МАЛОЙ ТЯГИ НА САМОВОСПЛАМЕНЯЮЩИХСЯ КОМПОНЕНТАХ ТОПЛИВА ТЯГОЙ МЕНЕЕ 1 Н

© 2016

В. Е. Нигодюк кандидат технических наук, доцент кафедры теории двигателей летательных аппаратов, Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва, ke_src@ssau.ru

А. В. Сулинов кандидат технических наук, доцент кафедры теории двигателей летательных аппаратов, Самарский национальный исследовательский университет имени академика С.П. Королёва, ke_src@ssau.ru

Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований особенностей рабочего процесса жидкостных ракетных двигателей малой тяги (ЖРДМТ) на самовоспламеняющихся компонентах топлива тягой менее 1 Н и пути повышения их эффективности, надёжности и стабильности параметров. Для изучения стабильности гидравлических характеристик капиллярных форсуночных элементов ЖРДМТ экспериментально исследованы гидродинамические характеристики капилляров при изотермическом течении жидкости и с подводом тепла и предложен метод их расчёта. С помощью предложенного метода расчёта проведено исследование изменения гидравлического сопротивления капилляров для смесительной головки ЖРДМТ и показано, что влияние тепловых факторов может приводить к существенным изменениям гидравлических характеристик форсуночных элементов двигателей тягой менее 1 Н и, как следствие этого, к нестабильности его параметров двигателя и нерасчётной работе. Выполнено расчётно-теоретическое исследование по определению области полного жидкофазного смешения в зависимости от диаметра капилляров и тяги двигателя и показано, что основной причиной низкой экономичности ЖРДМТ тягой менее 1 Н является низкая эффективность жидкофазного смешения компонентов. Экспериментально исследовано изменение энергетических параметров ЖРДМТ тягой менее 1 Н со струйной схемой смесеобразования в зависимости от уровня тяги. В качестве возможного пути интенсификации внутрикамерного рабочего процесса предложено применение предкамерного устройства. Исследовано влияние предкамеры на энергетические параметры ЖРДМТ тягой менее 1 Н, показана возможность интенсификации внутрикамерного рабочего процесса с помощью предкамеры и даны рекомендации по выбору геометрии предкамеры.

Жидкостные ракетные двигатели малой тяги; самовоспламеняющиеся компоненты топлива; гидродинамические характеристики капилляров; жидкофазное взаимодействие компонентов; предкамера.

Цитирование: Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Исследование особенностей рабочего процесса жидкостных ракетных двигателей малой тяги на самовоспламеняющихся компонентах топлива тягой менее 1 Н // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2016. Т. 15, № 4. С. 114-125.
DOI: 10.18287/2541-7533-2016-15-4-114-125

Жидкостные ракетные двигатели малой тяги на самовоспламеняющихся компонентах топлива тягой от 0,1 до 1 Н представляют интерес для разработчиков систем ориентации и стабилизации космических аппаратов (КА) [1], поскольку данные исполнительные органы обеспечивают как высокую точность управления КА, так и вполне удовлетворительную динамику выполнения операций по управлению.

По сравнению с ЖРДМТ тягой от 10 до 400 Н данный класс двигателей имеет свои отличительные особенности, которые необходимо учитывать при их проектировании:

- наличие одного смесительного элемента;

- использование в качестве форсунок капилляров с внутренним диаметром 0,15-0,3 мм и с большими относительными длинами (более 20);
- проблемы с обеспечением стабильности гидравлических характеристик капиллярных смесительных элементов из-за возможной облитерации капиллярных каналов и значительных тепловых потоков в смесительную головку;
- сложности в эффективной организации жидкофазного смешения компонентов топлива;
- значительные потери удельного импульса тяги из-за неадиабатности рабочего процесса;
- особые условия организации тепловой защиты смесительной головки и стенок камеры сгорания.

Цель работы – теоретические и экспериментальные исследования особенностей рабочего процесса ЖРДМТ на самовоспламеняющихся компонентах топлива тягой от 0,1 до 1 Н и поиск путей повышения их эффективности, надёжности и стабильности параметров.

Для изучения стабильности гидравлических характеристик капиллярных смесительных элементов ЖРДМТ экспериментально исследованы гидродинамические характеристики капилляров при изотермическом течении жидкости и с подводом тепла. В результате исследования было показано [2; 3], что капиллярные круглые трубки по сравнению с обычными круглыми трубами имеют ряд особенностей как при изотермическом течении жидкости, так и при течении с подводом тепла. Поэтому для расчёта гидравлических характеристик и правильного выбора геометрических размеров капиллярных форсуночных элементов ЖРДМТ и их оптимизации, а также учёта влияния тепловых факторов на гидродинамическую картину течения жидкости и условия теплообмена был разработан метод расчёта их гидравлических характеристик при изотермическом течении жидкости и с подводом тепла. Предложенный метод расчёта капиллярных форсуночных элементов ЖРДМТ базируется на известных материалах расчёта гидравлических характеристик и теплообмена в круглых трубах с учётом особенностей, выявленных в процессе экспериментального исследования капиллярных трубок.

Подтверждена правомерность применения для расчёта линейного коэффициента гидравлического сопротивления капилляров соотношений, справедливых для обычных труб круглого сечения, причём не только при ламинарном, но и при турбулентном (до $Re = 10^4$) режиме течения. Было показано, что капилляры, используемые в ЖРДМТ, соответствуют понятию гидродинамически гладких труб (шероховатость ~ 1 мкм).

Необходимость рассмотрения гидродинамики течения в капиллярах с подводом тепла обусловлена характерными для них условиями работы – нагревом смесительной головки ЖРДМТ в процессе работы двигателя. Поэтому важно знать не только гидравлические характеристики капилляров, но и величины плотностей тепловых потоков к капиллярам, приводящим к реализации возможных режимов течения жидкости с подводом тепла либо для их учёта, либо для избежания возникновения данных режимов.

На основании полученных экспериментальных результатов по влиянию подвода тепла на гидросопротивление и теплообмен при однофазном и двухфазном течениях в капиллярах [2; 3] был предложен метод расчёта гидродинамики течения жидкости с подводом тепла. Исследовались области однофазного течения и неразвитого и развитого пузырькового кипения недогретой жидкости. Экспериментально определены границы указанных областей течения и показано, что нижние границы неразвитого и развитого при турбулентном течении пузырькового кипения можно описать зависимостями для плотностей теплового потока, характеризующих соответственно начало (возникновение) неразвитого и начало развитого пузырькового кипения. При ламинарном те-

чении область неразвитого пузырькового кипения, как показал эксперимент, чрезвычайно мала и её можно не учитывать.

Со снижением уровня тяги ЖРДМТ возрастает относительная доля тепла, отводимого от продуктов сгорания к стенке камеры двигателя. В частности, потери энергии из-за неадиабатности рабочего процесса в камере сгорания ЖРДМТ тягой менее 1 Н могут превышать (10...15)% [4]. Поэтому одной из возможных причин нестабильности параметров ЖРДМТ тягой менее 1 Н может быть изменение гидравлических характеристик капиллярных форсуночных элементов смесительной головки двигателя вследствие влияния тепловых факторов, обусловленных тепловыми потоками в смесительную головку.

Физическую картину течения жидкости в капиллярах смесительной головки ЖРДМТ, учитывающей все возможные стадии реализации течения с подводом тепла, можно представить в следующем виде (рис. 1) [5]. На входном участке (AB) реализуется изотермическое течение жидкости без подвода тепла; на последующих участках течения – с подводом тепла (BL), на которых можно выделить зоны жидкофазного течения (BC), течения кипящей недогретой жидкости (CL), состоящей из участков неразвитого (CD) и развитого (DK) пузырькового кипения, а также из участка плёночного кипения (KL).

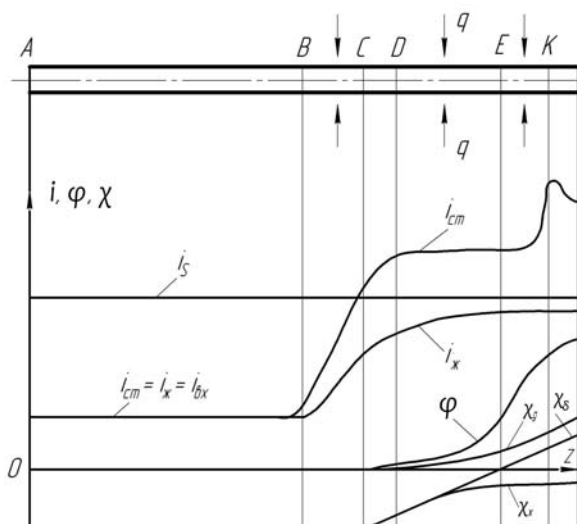


Рис. 1. Физическая картина течения жидкости в капилляре смесительной головки ЖРДМТ

На рис. 1 показаны изменения параметров компонента вдоль оси канала капилляра, где i_{ex} , $i_{жс}$, $i_{см}$, i_s – энтальпия компонента соответственно на входе в капилляр, по длине канала, при температуре стенки и при температуре насыщенных паров; ϕ – истинное объёмное паросодержание; χ_s – относительная энтальпия, определяемая по тепловому балансу; $\chi_{жс}$ – относительная энтальпия компонента, средняя по сечению; χ_r – действительное массовое паросодержание; q – плотность теплового потока; z – координата вдоль оси канала капилляра.

На основании рассмотренной выше физической картины течения с учётом результатов исследований [2; 3] была предложена математическая модель расчёта теплообмена и гидравлического сопротивления компонентов топлива в капиллярах смесительной головки при следующих допущениях:

- стационарность течения и теплообмена;
- постоянство плотности теплового потока на участке теплоподвода к капилляру;
- капиллярные форсуночные элементы – гидродинамически гладкие трубы;
- тепловой поток вдоль оси капилляра пренебрежимо мал.

Изменение коэффициента гидравлического сопротивления при подводе тепла оценивалось с помощью относительного коэффициента гидравлического сопротивления $\bar{\xi}_i = \frac{\xi_i}{\xi_{oi}}$, где ξ_{oi} – коэффициент гидравлического сопротивления при изотермическом течении компонента на i -м участке; ξ_i – коэффициент гидравлического сопротивления при подводе тепла к компоненту на i -м участке.

С помощью предложенной модели было проведено расчётное исследование изменения гидравлического сопротивления капилляров на примере двухкомпонентного ЖРДМТ номинальной тягой 0,4 Н на самовоспламеняющихся компонентах топлива: несимметричный диметилгидразин (НДМГ) и азотный тетраоксид (АТ) и, как следствие этого, изменений массового соотношения компонентов топлива и тяги двигателя. Длина и внутренний диаметр капиллярных форсуночных элементов смесительной головки ЖРДМТ, состоящей из одного капиллярного форсуночного элемента по каждой линии подачи компонентов, в расчётном исследовании принимались равными соответственно 52 и 0,2 мм. Длина выходного участка теплоподвода капилляра составляла 50 % от длины капилляра – 26 мм. Расчёты были проведены при номинальных параметрах двигателя: тяга 0,4 Н, давление в камере сгорания 0,5 МПа, температура компонентов на входе в двигатель 20 °С, массовое соотношение компонентов топлива 1,8. При этом в капилляре окислителя для двигателя тягой 0,4 Н была возможна реализация как ламинарного, так и турбулентного режима течения компонента, и поэтому рассматривались оба режима течения, а в капилляре горючего – только ламинарный режим течения компонента. Характер режимов течения был обусловлен значением числа Рейнольдса при возможных расходах компонентов в капиллярах.

В процессе расчётного исследования определялась зависимость изменения относительного коэффициента гидравлического сопротивления $\bar{\xi}_\Sigma$ форсуночного элемента от значения теплового потока Q , подводимого к капилляру. Максимальное значение теплового потока в рассматриваемом исследовании ограничивалось значением 1,2% от кинетической энергии газовой струи на срезе сопла двигателя « W » при её полном расширении. Данное значение теплового потока было достаточным, как показано ниже, для существенного влияния тепловых факторов на гидравлические характеристики форсуночного элемента. При расчётном исследовании на всех рассмотренных режимах предполагались равные значения тепловых потоков к капиллярам обоих компонентов: горючего и окислителя, постоянство перепада давления на смесительной головке и удельного импульса тяги двигателя.

На рис. 2 представлены результаты расчётного исследования в виде зависимостей суммарного относительного коэффициента гидравлического сопротивления $\bar{\xi}_\Sigma$, массового соотношения компонентов K_m и тяги P двигателя от значения подводимого к капилляру теплового потока Q . Зависимости тяги P и массового соотношения компонентов K_m , показанные на рисунке, рассчитаны для случая максимального отклонения гидравлического сопротивления – при ламинарном режиме течения окислителя и горючего. Из анализа полученных расчётных данных следует, что при жидкофазном течении компонентов топлива с подводом тепла уменьшение гидравлического сопротивления при ламинарном режиме течения компонентов составляет 30 % (1,0 % от « W », $Q=12 \text{ Вт}$) и 15 % (0,4 % от « W », $Q=5 \text{ Вт}$) соответственно в капиллярах горючего и окислителя, массовое соотношение компонентов

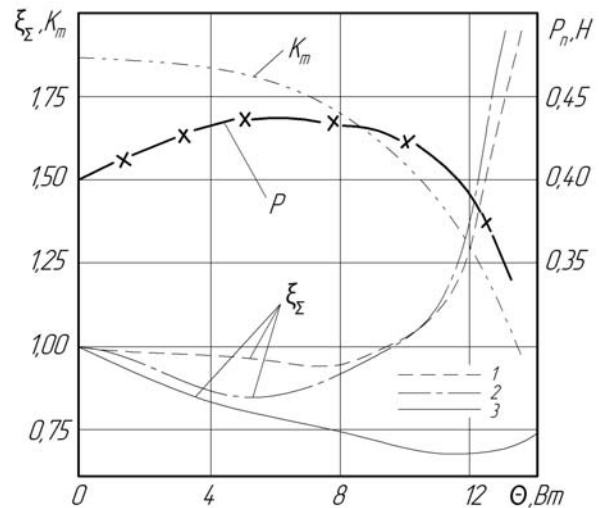


Рис. 2. Зависимости суммарного относительного коэффициента гидравлического сопротивления $\bar{\xi}_\Sigma$, массового соотношения компонентов K_m и тяги P двигателя от значения подводимого теплового потока:

1,2 – окислитель; 3 – горючее; 1 – турбулентный режим течения; 2,3 – ламинарный режим течения

топлива K_m меняется незначительно, а тяга P двигателя увеличивается на 9,4% от номинального значения. Возможность реализации турбулентного режима течения в капилляре окислителя для ЖРДМТ тягой 0,4 Н в сравнении с ламинарным повышает стабильность гидравлического сопротивления в области жидкофазного течения с подводом тепла ($\bar{\xi}_\Sigma$ уменьшается лишь на 6%) и расширяет диапазон данной области по тепловому потоку до 0,7% от « W » ($Q = 8$ Вт).

Дальнейшее увеличение теплоподвода к капиллярам смесительной головки приводит к образованию паровой фазы, прежде всего в капилляре окислителя, т.к. АТ имеет более низкую температуру насыщенных паров, чем НДМГ, что ведёт к росту гидравлического сопротивления. В рассматриваемом диапазоне подводимого теплового потока гидравлическое сопротивление при достижении теплового потока 1,2% от « W » по линии окислителя увеличивается в два раза, по линии горючего уменьшается на 25%. При этом массовое соотношение компонентов топлива и тяга двигателя падают соответственно на 40 и 10%. Однако коэффициент теплоотдачи в капилляре окислителя больше, чем в капилляре горючего, поэтому, по всей видимости, большая часть подводимого к смесительной головке теплового потока будет сниматься окислителем. Поскольку АТ более чувствителен к теплоподводу, то возрастает возможность возникновения кипения в капилляре окислителя. Последнее будет приводить к перераспределению теплового потока, что существенно увеличит гидравлическое сопротивление капилляра окислителя и приведёт к более значительному изменению параметров ЖРДМТ. Кроме того, в области развитого кипения градиент роста гидравлического сопротивления при изменении теплового потока достаточно большой, поэтому незначительные тепловые возмущения могут приводить к неустойчивости рабочего процесса как в капилляре окислителя, так и ЖРДМТ в целом. Поскольку массовое соотношение компонентов топлива изменяется значительно: K_m уменьшилось с 1,8 до 1,0, то будет существенно падать удельный импульс тяги двигателя и, как следствие этого, более значительно по сравнению с расчётным значением уменьшится тяга двигателя.

Проведённое расчётно-теоретическое исследование показало, что влияние тепловых факторов может приводить к существенным изменениям гидравлических характеристик форсуночных элементов ЖРДМТ тягой менее 1 Н и, как следствие этого, к нестабильности параметров двигателя и его нерасчётной работе. Из сказанного следует, что на стадии проектирования ЖРДМТ необходимо оценивать возможные тепловые потоки к форсуночным элементам смесительной головки, конструктивно обеспечивая их допустимые значения.

В качестве одного из возможных способов снижения тепловых потоков в смесительную головку можно рекомендовать предкамерное устройство как тепловой мост между камерой сгорания и смесительной головкой [6].

Уменьшение количества смесительных элементов в системе смесеобразования до одного – двухструйного, состоящего из капилляров, значительно усложняет проблему эффективной организации рабочего процесса в камере сгорания и может существенно снижать полноту преобразования топлива.

Ведущую роль в повышении эффективности внутрикамерного рабочего процесса ЖРДМТ на самовоспламеняющемся топливе играет организация эффективного экзотермического жидкофазного взаимодействия компонентов топлива [7], которая будет решающим образом обеспечивать интенсификацию протекания последующих процессов преобразования топлива в высокотемпературные продукты сгорания и, как следствие, определять высокий уровень энергетических и динамических характеристик двигателя. Для обеспечения эффективного экзотермического жидкофазного взаимодействия компонентов топлива необходима реализация эффективного жидкофазного смешения компонентов до начала возникновения реакций в жидкой фазе.

На рис. 3 показана физическая картина жидкофазного смешения компонентов топлива на примере взаимодействия плёнок компонентов под углом друг к другу при двух основных вариантах её реализации: при полном и неполном смешении компонентов. При полном смешении компонентов в жидкой фазе (рис. 3, а) время $\tau_{см}$, затрачиваемое на смешение компонентов, не превышает время (период) индукции жидкофазных реакций самовоспламеняющихся компонентов топлива $\tau_{жф}$, т.е. $\tau_{см} \leq \tau_{жф}$. При этом толщина слоя смешения равна сумме толщин взаимодействующих плёнок компонентов: $\delta_{см} = \delta_2 + \delta_{ок}$. При неполном смешении (рис. 3, б) $\tau_{см} > \tau_{жф}$, $\delta_{см} > \delta_2 + \delta_{ок}$ часть компонентов не участвует в жидкофазных реакциях, в результате чего энергетический эффект от реализации жидкофазного смешения не будет использоваться в полном объёме в процессе последующего преобразования топлива. На рис. 3, кроме упомянутых выше параметров, показаны скорости компонентов W_1, W_2 , угол взаимодействия плёнок α , эпюры распределения массового соотношения компонентов топлива: пунктирная линия – на входе в зону смешения K_{m_0} , сплошная линия – по истечении времени смешения $\tau_{см}$, штрихпунктирная линия – среднее значение по сечению $K_{m_{ср}}$.

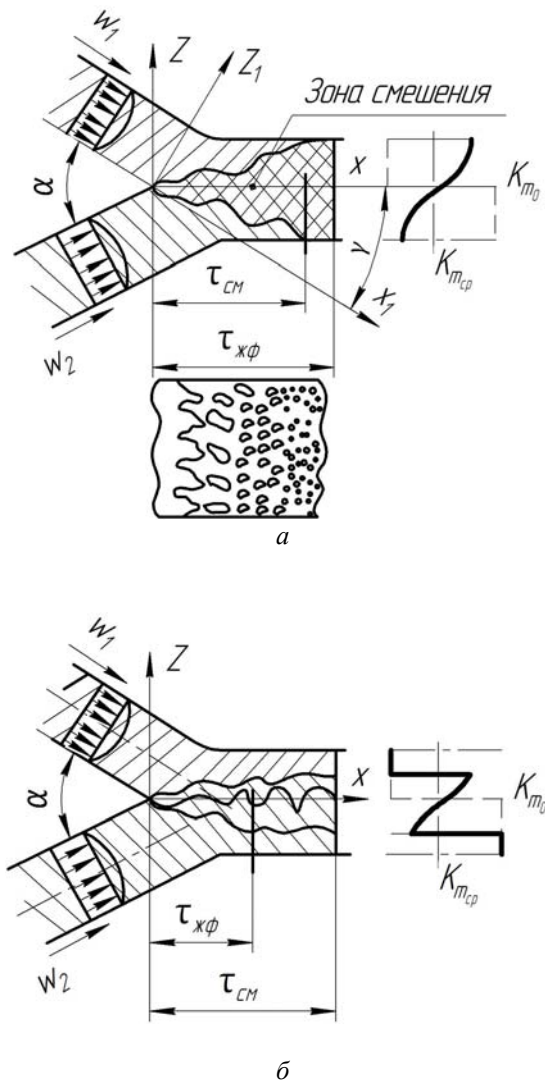


Рис. 3. Схема жидкофазного смешения при взаимодействии плёнок самовоспламеняющихся компонентов: а – полное смешение; б – неполное смешение

Анализ результатов исследований взаимодействия самовоспламеняющихся жидких компонентов топлива [7] показывает, что эффективным путём получения высокой полноты сгорания топлива является обеспечение полного жидкофазного смешения компонентов.

Процесс полного жидкофазного смешения в струйных схемах смесеобразования, характерных для ЖРДМТ тягой менее 1Н, будет лимитироваться следующими граничными условиями [8]:

- периодом индукции жидкофазных реакций самовоспламеняющихся компонентов;
- условием струйного истечения компонентов топлива;
- условием отсутствия гидродинамического распада плёнок компонентов топлива до и в процессе их смешения в жидкой фазе.

С использованием указанных граничных условий было проведено расчётно-теоретическое исследование по определению области полного жидкофазного смешения в зависимости от диаметра капилляров и тяги двигателя [8].

Результаты расчётно-теоретического исследования зависимости внутреннего диаметра капилляра, обеспечивающего полное жидкофазное смешение компонентов, от тяги для одной из возможных схем смесеобразования со сталкивающимися струями (углы наклона струй горючего и окислителя к оси камеры соответственно 49 и 26°) при коэффициенте избытка окислителя $\alpha_{ок} = 0,6$ представлены на рис. 4.

На рис. 4 показаны рассмотренные выше граничные условия: 1 – ограничение периодом индукции жидкофазных реакций (период индукции жидкофазных реакций принимался равным $\tau_{жф} = 1 \cdot 10^{-4}$ с); 2 – условие струйного истечения компонентов топлива; 3 – условие отсутствия гидродинамического распада плёнок компонентов топлива до и в процессе их смешения в жидкой фазе.

Анализ результатов расчётно-теоретического исследования показывает, что лишь капилляры с внутренним диаметром менее 0,1 мм позволяют обеспечить полное жидкофазное смешение компонентов в диапазоне тяг от 0,15 до 1,0 Н. При тяге двигателя менее 0,15 Н полное жидкофазное смешение компонентов обеспечить не удаётся даже при сколь угодно малом диаметре капилляров, что требует поиска других путей интенсификации смешения компонентов в жидкой фазе.

Для подтверждения расчётных данных был разработан и изготовлен образец двигателя, выполненного на основе рассмотренной струйной схемы смесеобразования, и проведено его экспериментальное исследование.

Экспериментальное исследование данного двигателя подтверждает расчётные данные (рис. 5, кривая 1 – двигатель без предкамеры): коэффициент камеры сгорания φ_k с уменьшением тяги ЖРДМТ в диапазоне от 1,0 до 0,1 Н существенно падает, поскольку при этом уменьшается доля смешиваемых в жидкой фазе компонентов топлива.

Тяга рассматриваемого двигателя в процессе эксперимента изменялась путём изменения давления компонентов на входе в двигатель с обеспечением постоянства коэффициента избытка окислителя: $\alpha_{ок} = 0,55 \dots 0,65$.

Реализация пути повышения энергетической эффективности ЖРДМТ за счёт использования капилляров менее 0,1 мм вызывает большие трудности как с технологической, так и с эксплуатационной точек зрения.

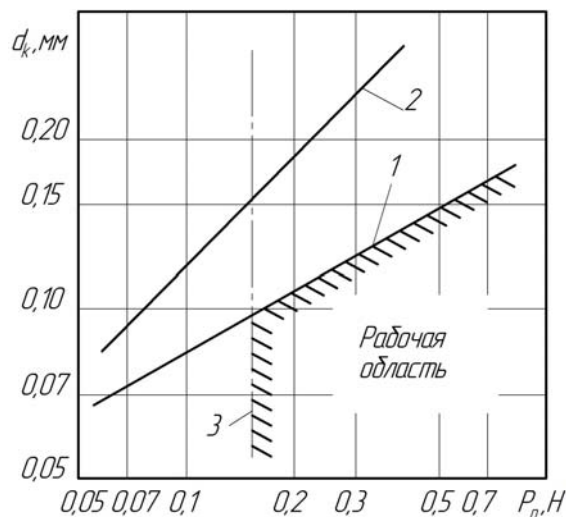


Рис. 4. Определение области (рабочей области) полного жидкофазного смешения компонентов топлива

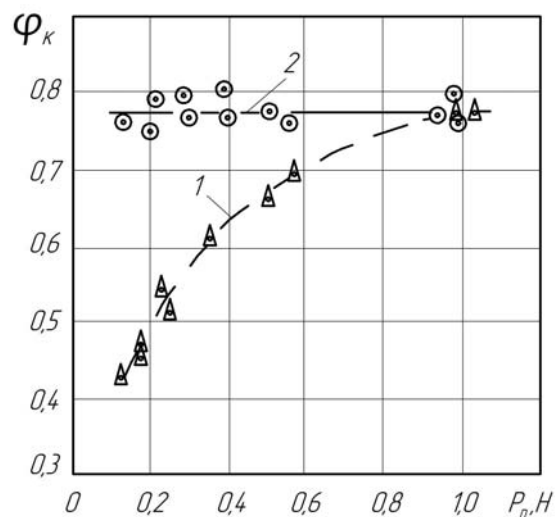


Рис. 5. Результаты экспериментального исследования двигателя без предкамеры (1) и с предкамерой (2)

Проведённые расчётно-теоретическое и экспериментальное исследования показали, что основной причиной низкой экономичности ЖРДМТ тягой $0,1 \dots 1,0$ Н на двухкомпонентном самовоспламеняющемся жидкостном ракетном топливе со струйной схемой смесеобразования является низкая эффективность жидкофазного смешения компонентов.

В качестве перспективного пути интенсификации жидкофазного взаимодействия компонентов предложена схема смесеобразования на базе клинового смесительного элемента [9] и проведена апробация на экспериментальном образце двигателя.

Другим направлением повышения эффективности внутрикамерного рабочего процесса ЖРДМТ на самовоспламеняющихся компонентах топлива является применение в двигателях данного класса предкамерных устройств [6].

Достоинство предкамер с точки зрения интенсификации внутрикамерного рабочего процесса ЖРДМТ состоит в том, что они позволяют управлять рабочим процессом при ограниченном количестве смесительных элементов и влиять на эффективность протекания различных его стадий. Предкамера может интенсифицировать внутрикамерный рабочий процесс за счёт повышения эффективности следующих его стадий [6]:

- организации эффективного жидкофазного смешения компонентов топлива на стенке предкамеры;
- создания благоприятных условий для начального этапа образования и преобразования жидкофазных и газофазных промежуточных продуктов (ЖФПП и ГФПП);
- обеспечения заданного распределения ЖФПП и ГФПП по поперечному сечению камеры сгорания;
- организации эффективного дробления жидкофазных продуктов на выходе из предкамеры;
- интенсификации газофазного перемешивания ГФПП в камере сгорания.

Результаты экспериментального исследования ЖРДМТ с предкамерой (рис. 5, кривая 2 – двигатель с предкамерой), выполненной в виде плоского диффузорного щелевого канала, подтверждают возможность интенсификации внутрикамерного рабочего процесса с помощью предкамеры. В частности, при тяге двигателя $0,2$ Н прирост значения коэффициента камеры сгорания ЖРДМТ с предкамерой по сравнению с исходным вариантом двигателя без предкамеры превысил 50%. Рассматриваемая конструкция предкамеры для данной схемы смесеобразования позволяет организовать взаимодействие самовоспламеняющихся компонентов топлива в жидкой фазе в завершающей стадии на плоской стенке предкамеры. При этом исполнение плоского канала предкамеры в виде диффузора не оказывает существенного влияния на рабочий процесс в камере сгорания.

Для исследования влияния на экономичность двигателя интенсификации процессов дробления капель и газофазного смешения в камере сгорания предкамера была выполнена в виде конфузорного устройства с различными её геометрическими параметрами: диаметром выходного сечения, длиной предкамеры и длиной выходного цилиндрического участка. Из анализа полученных экспериментальных данных по влиянию геометрии конфузорной предкамеры (рис. 6, 7, где φ_β – коэффициент полноты расходного комплекса) следует, что, во-первых, для достижения максимального значения энергетических параметров камеры сгорания существует оптимальное значение отношения площадей выходного сечения предкамеры и минимального сечения сопла.

Характер такого поведения удельных параметров для ЖРДМТ с конфузорной предкамерой можно объяснить тем, что с ростом скорости газового потока на выходе из предкамеры (с уменьшением площади выходного сечения предкамеры)

интенсифицируются процессы распада плёнок жидкофазных продуктов и вторичного дробления их капель. Однако с уменьшением площади выходного сечения предкамеры происходит перераспределение жидкофазных продуктов по сечению, возможно возрастание их концентрации на оси и интенсивное протекание процессов коагуляции капель. Поэтому, несмотря на рост скорости газового потока, вследствие неэффективности протекания процессов дробления капель может происходить вынос продуктов неполного сгорания через сопло камеры.

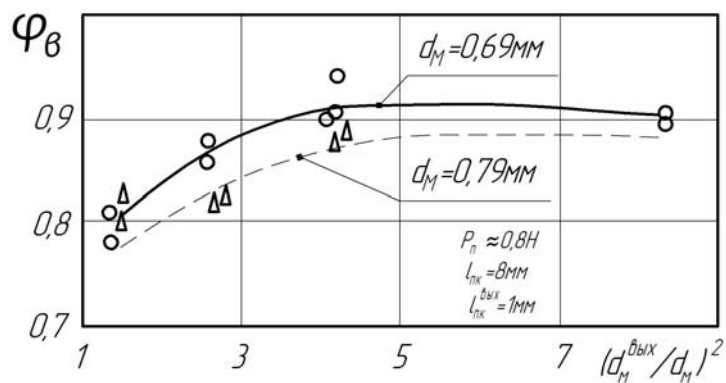


Рис. 6. Влияние отношения площадей выходного сечения предкамеры и минимального сечения сопла на коэффициент полноты расходного комплекса

Во-вторых, роль газодинамических факторов в ЖРДМТ с конфузурной предкамерой тягой менее 1,0 Н подчеркивают экспериментальные данные (рис. 7), полученные для двигателя с конфузурной предкамерой с развитым выходным цилиндрическим участком l_{pk}^{exit} . С помощью увеличения длины выходного участка предкамеры l_{pk}^{exit} удастся интенсифицировать процесс взаимодействия капель ЖФПП с газовым потоком, прежде всего процесс вторичного дробления капель, и увеличить удельные параметры двигателя существенно больше, чем за счёт увеличения длины предкамеры l_{pk} , т.е. времени пребывания и преобразования промежуточных продуктов в предкамере.

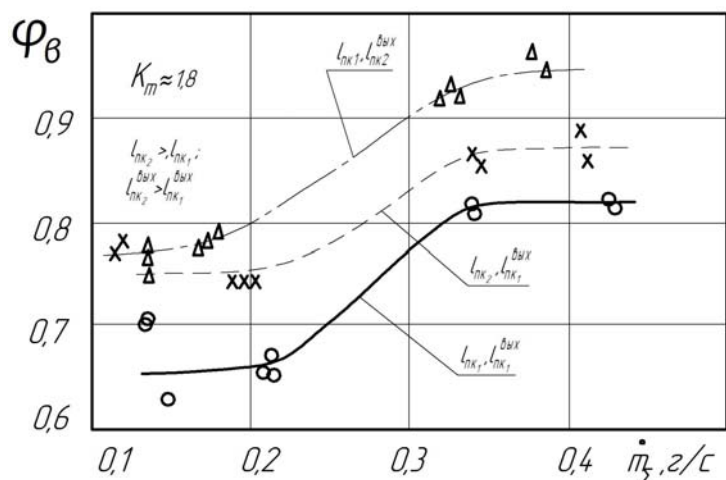


Рис. 7. Влияние выходного цилиндрического участка предкамеры на коэффициент полноты расходного комплекса

На основании проведённых исследований можно отметить следующее:

- выявлены и изучены особенности рабочего процесса ЖРДМТ на самовоспламеняющихся компонентах топлива тягой менее 1 Н;
- предложены пути совершенствования внутрикамерного рабочего процесса и повышения надёжности и стабильности параметров таких двигателей за счёт интенсификации жидкофазного взаимодействия компонентов, применения предкамерных устройств, учёта влияния тепловых факторов на гидравлические характеристики капиллярных форсуночных элементов;
- даны рекомендации по проектированию двигателей данного класса;
- разработаны экспериментальные образцы ЖРДМТ на базе перспективных схем смесеобразования и организации внутрикамерного рабочего процесса и проведена их апробация.

Библиографический список

1. Шерстянников В.А. ЖРД орбитальных станций и космических аппаратов длительного функционирования // Двигатель. 2003. № 1. С. 32-33.
2. Годлевский В.Е., Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Особенности расчёта гидросопротивления и теплообмена при однофазном и двухфазном течениях в капиллярных трубках // Инженерно-физический журнал. 1983. Т. 45, № 2. С. 327.
3. Годлевский В.Е., Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Особенности расчёта гидравлических характеристик капиллярных форсуночных элементов ЖРДМТ // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королёва (национального исследовательского университета). 2009. № 3 (19), ч. 2. С. 241-247.
4. Годлевский В.Е., Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. К вопросу о потерях в камере сгорания двигателей малой тяги // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 1983. № 1. С. 77-79.
5. Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Влияние тепловых факторов на нестабильность гидравлических характеристик капиллярных форсуночных элементов РДМТ // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. Т. 15, № 6 (4). С. 901-904.
6. Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Влияние конструктивных и режимных параметров предкамеры на рабочий процесс в камере сгорания ЖРДМТ на СЖРТ // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королёва (национального исследовательского университета). 2011. № 3 (27), ч. 3. С. 269-276.
7. Дубинкин Ю.М., Нигодюк В.Е. Проблемы организации рабочего процесса жидкостных ракетных двигателей малой тяги // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. 1993. № 2. С. 71-74.
8. Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Повышение энергетической эффективности ЖРДМТ тягой (0,1-1,0) Н со струйной схемой смесеобразования // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королёва (национального исследовательского университета). 2011. № 3 (27), ч. 3. С. 265-268.
9. Нигодюк В.Е., Сулинов А.В. Пути совершенствования рабочего процесса ЖРДМТ на самовоспламеняющихся компонентах топлива // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королёва (национального исследовательского университета). 2012. № 3 (34), ч. 3. С. 103-108.

PECULIARITIES OF THE WORKING PROCESS OF LOW-THRUST HYPERGOLIC-PROPELLANT LIQUID ROCKET ENGINES WITH A THRUST OF LESS THAN 1 N

© 2016

V. E. Nigodjuk Candidate of Science (Engineering), Associate Professor of the Department of Aircraft Engine Theory, Samara National Research University, Samara, Russian Federation, ke_src@ssau.ru

A. V. Sulinov Candidate of Science (Engineering), Associate Professor of the Department of Aircraft Engine Theory, Samara National Research University, Samara, Russian Federation, ke_src@ssau.ru

The article presents the results of theoretical and experimental studies of the peculiarities of the working process of low-thrust hypergolic-propellant liquid rocket engines (LTLRE) with the thrust of less than 1 N. We also discuss ways of improving their efficiency, reliability and stability of parameters. To study the stability of the hydraulic characteristics of LTLRE capillary nozzle elements we experimentally investigated the hydrodynamic characteristics of the capillaries under conditions of isothermal flow of water and heat supply and proposed a method of their calculation. Using the proposed calculation method we studied the changes of the capillary hydraulic resistance for the engine injector head and showed that the effect of thermal factors can lead to significant changes in the hydraulic characteristics of nozzle elements of engines with the thrust of less than 1 N and, consequently, to the instability of its parameters and off-design engine operation. A theoretical and simulation study was carried out to determine the region of total liquid-phase mixing depending on the capillary diameter and the thrust of the engine. It is shown that low efficiency of liquid-phase mixing of the components is the main reason for the low efficiency of LTLRE with the thrust of less than 1 N. We investigated experimentally the variation of energy parameters of a jet-mixing engine with the thrust of less than 1 N depending on the thrust level. We propose to use a precombustion chamber as a possible way of intensifying the intrachamber workflow. The influence of prechamber on the energy parameters of a LTLRE with the thrust of less than 1 N is analyzed. The possibility of intensifying the intrachamber workflow with the use of a prechamber is shown. Recommendations on the choice of the geometry of the prechamber are given.

Low-thrust liquid rocket engine; hypergolic propellants; hydrodynamic characteristics of capillaries; liquid-phase interaction of components; prechamber.

Citation: Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Peculiarities of the working process of low-thrust hypergolic-propellant liquid rocket engines with a thrust of less than 1 N. *Vestnik of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering*. 2016. V. 15, no. 4. P. 114-125. DOI: 10.18287/2541-7533-2016-15-4-114-125

References

1. Sherstyannikov V.A. Liquid propellant rocket engines orbital space stations and spacecraft prolonged operation // *Engine*. 2003. No. 1. P. 32-33. (In Russ.)
2. Godlevskiy V.E., Nigodyuk V.E., Sulinov A.V. Features of calculation of hydraulic resistance and heat transfer for single-phase and two-phase flows in capillary tube. *Journal of Engineering Physics*. 1983. V. 45, Iss. 2. P. 327. (In Russ.)
3. Godlevsky V.E., Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Features of calculation of hydraulic characteristics of capillary spray jets of is liquid-stnyh rocket engines of small pull-rod. *Vestnik of the Samara State Aerospace University*. 2009. No. 3 (19), part 2. P. 241-247. (In Russ.)
4. Godlevskii V.E., Nigodyuk V.E., Sulinov A.V. Combustion-chamber losses in low-thrust engines. *Soviet Aeronautics*. 1983. V. 26, Iss. 1. P. 82-85.
5. Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Effect of thermal instability factors on the hydraulic characteristics of the capillary injector element liquid rocket thrusters. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra RAN*. 2013. V. 15, no. 6 (4). P. 901-904. (In Russ.)
6. Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Influence in a constructive and regime parameters ante-chamber by operation-in the combustion chamber liquid-propellant rocket engine thrusters on

hypergolic liquid propellants. *Vestnik of the Samara State Aerospace University*. 2011. № 3 (27), part 3. P. 269-276. (In Russ.)

7. Dubinkin Y.M., Nigodyuk V.E. Problems of working process organization for small-thrust liquid-fuel rocket engines. *Izvestiya Vysshikh Uchebnykh Zavedenij. Aviatsionnaya Tekhnika*. 1993. Iss. 2. P. 71-74.

8. Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Increasing the energy efficiency of liquid rocket engine of small thrust (0,1-1,0) N with jet scheme of mixing. *Vestnik of the Samara State Aerospace University*. 2011. No. 3 (27), part 3. P. 265-268. (In Russ.)

9. Nigodjuk V.E., Sulinov A.V. Ways to improve the workflow of liquid rocket thrusters on hypergolic propellants. *Vestnik of the Samara State Aerospace University*. 2012. No. 3 (34), part 3. P. 103-108. (In Russ.)