

Расчет и конструирование

УДК 621.45.022.2

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ДВУХСТУПЕНЧАТЫХ ФОРСУНОК В КОНСТРУКЦИИ ГИБРИДНЫХ РАКЕТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ГЛУБОКОГО РЕГУЛИРОВАНИЯ ТЯГИ

И.С. Шулев

В данной работе приводится пример совершенствования конструкции гибридного ракетного двигателя для реализации глубокого гибкого регулирования тяги, в частности рассматривается форсунка распыления системы подачи жидкого компонента. Проанализированы две конструктивные схемы двухступенчатых центробежных форсунок, предназначенные для реализации глубокого регулирования расхода, показаны особенности работы таких форсунок при наличии глубокого регулирования расхода через форсунку, а также описаны основные особенности такой работы. Показана эффективность и преимущества двухступенчатой центробежной форсунки относительно одноступенчатой центробежной форсунки. Рассмотрена система уравнений, включающая уравнение сохранения количества движения жидкости, уравнение неразрывности с замыкающими зависимостями расхода через форсунку и геометрической характеристики. Обозначены особенности работы двухступенчатой форсунки, которые заключаются в изменении угла распыления в широком диапазоне ($60\text{--}120^\circ$) в зависимости от режима работы при глубоком дросселировании расхода через двухступенчатую форсунку, что приводит к нестабильной работе двигателя, а именно к неустойчивому горению, колебанию давления и ухудшению качества процесса распыления. Приведены методы направленные на сокращение диапазона угла распыления на режиме глубокого регулирования расхода. Показана принципиальная конструкция модернизированной двухступенчатой центробежной форсунки, способствующая сокращению диапазона изменения угла распыления при глубоком дросселировании расхода за счет специально профилированного сопла распылителя. Обозначены основные условия проектирования данной кольцевой проточки, а также представлена методика расчета в виде блок-схемы программы расчета двухступенчатой модернизированной форсунки с уменьшенным диапазоном изменения угла распыления.

Ключевые слова: гибридный ракетный двигатель глубокого регулирования; двухступенчатая центробежная форсунка; глубокое гибкое регулирование тяги.

Введение. Исходя из проблем эксплуатации современных ракет-носителей (РН) и оценки реализуемости долгосрочных космических программ, в основу формирования отечественных систем выведения положены следующие требования [1]:

1) поддержание на требуемом уровне надежности и безопасности пусков; 2) сокращение номенклатуры и унификация средств и систем выведения; 3) модернизация и максимальное использование задела по агрегатам, системам, производственной и стендово-экспериментальной базам, наземным комплексам; 4) снижение вредного воздействия системы выведения на окружающую среду (сокращение токсичных компонентов, площадей районов падения, снижение уровня техногенного засорения орбит); 5) создание научно-технического задела и технологического задела по ключевым элементам системы выведения нового поколения; 6) расширение функциональных возможностей и улучшение эксплуатационных характеристик, в том числе создание специальных бортовых технических средств, обеспечивающих групповые запуски космических аппаратов (КА) на целевые орбиты, а также разработка конструкции разгонного блока (РБ), позволяющей реализовать менее энергозатратные схемы выведения на геостационарную орбиту КА; 7) снижение удельной стоимости выведения КА.

Как показали работы разных авторов [1], а также многолетние исследования, проводимые в Исследовательском центре им. М.В. Келдыша, например [1], в значительной степени перечис-

Расчет и конструирование

ленным выше требованиям отвечают гибридные ракетные двигатели (ГРД), работающие на твердом горючем и жидком или газообразном окислителе.

Важно отметить, что по своим удельным энергомассовым характеристикам ГРД занимают промежуточное положение между жидкостными ракетными двигателями на криогенных топливах и ракетными двигателями на твердом топливе. ГРД имеют более высокие значения удельного импульса (УИ), чем ракетные двигатели твердого топлива (РДТТ), вследствие использования топлив с большим запасом химической энергии, но при этом одинаковых или несколько меньших значений удельного импульса (УИ), чем у жидкостных ракетных двигателей (ЖРД) (идеальный УИ ГРД ~ 330 с ($P_{кк} = 2$ МПа, $D_a = 3,5$) – 375 с ($P_{кк} = 10$ МПа, $D_a = 10$) [1].

Учитывая потенциальные возможности создания ГРД достаточно простой конструкции, их сравнительную дешевизну, доступность, безопасность и экологичность, возможны самые разнообразные области их использования в ракетных системах, а также для решения ряда других задач, стоящих перед ракетно-космической техникой.

Эти особенности в сочетании с относительно низкой стоимостью делают их перспективными для будущих средств выведения. О чем свидетельствуют сегодняшние разработки ракетопланов на базе ГРД (табл. 1).

Таблица 1

Суборбитальные ЛА для космического туризма

ГРД суборбитальных космических ЛА			
Название комплекса	Фирма-разработчик комплекса	Двигатель (производитель)	Компоненты топлива
Space Ship One (носитель White Knight)	Scaled Composites	ГРД (Sierra Nevada Corporation (SNC)); eAc (Environmental Aeroscience Corporation)	Горючее – НТПВ; окислитель – N_2O
Space Ship Two (носитель White Knight Two)	Scaled Composites, Virgin Galactic	ГРД (Sierra Nevada Corporation (SNC))	Горючее – НТПВ; окислитель – N_2O
Hermes	STAR Systems	ГРД Enabling Hybrid Rocket Propulsion System (EHRPS)	Горючее – НТПВ; окислитель – N_2O ; тяга ~ 2300 кг
Dream Chaser	Sierra Nevada Corporation (SNC) Space Systems	(Sierra Nevada Corporation (SNC))	Горючее – НТПВ; окислитель – N_2O

Одним из основных достоинств ГРД является возможность глубокого гибкого регулирования величины тяги, а также многократного включения в полете и пребывания в космических условиях длительное время.

ГГРТ требуется для оптимизации траектории ракеты-носителя, выполнения маневров на орбите, а возможность многократного включения двигателя расширяет возможности как КА, так и системы выведения в целом. Конструкции по реализации систем, обеспечивающих ГГРТ ЖРД, описаны в [2]. В работе [3, 5] излагается оценка целесообразности ГГРТ маршевых двигателей ракет-носителей. В работе [4] оценивается эффективность применения ГГРТ для выведения полезной нагрузки. В работе [6] приведена концепция управления ракетой-носителем воздушного старта с возможностью ГГРТ. Вышеобозначенные работы подтверждают тенденцию развития и расширения возможностей ракетных двигателей в целях создания более эффективных систем выведения.

Существует несколько схем ГРД как турбонасосной подачей жидкого компонента топлива, так и с вытеснительной, но оптимальной схемой для реализации глубокого гибкого регулирования является схема с перепуском части компонента в камеру дожигания [1], принципиальная схема с вытеснительной системой подачи жидкого компонента представлена на рис. 1.

Подача жидкого компонента в КС ГРД может осуществляться через смесительные головки, включающие форсунки различного типа (центробежные, струйные, струйно-центробежные, а также регулируемые форсунки). Конструкция форсунок и их взаимное расположение определяют качество формируемого потока окислителя.

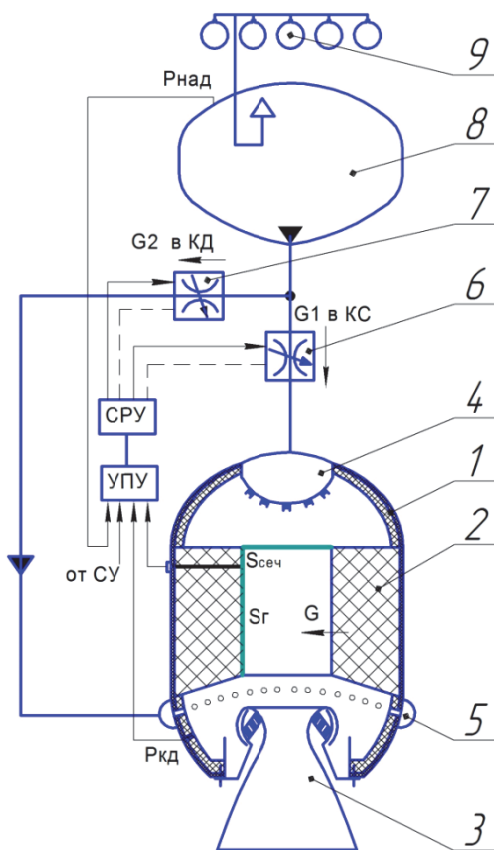
Исходя из простоты и надежности, а также отработанной технологии производства и эксплуатации, в основном применяют центробежные и струйные форсунки [1]. Однако такие фор-

сунки весьма неэффективны при реализации глубокого регулирования тяги за счет изменения расхода жидкого компонента. В простой центробежной форсунке $\dot{G} \sim \sqrt{\Delta p}$ (где \dot{G} – массовый расход топлива через форсунку, Δp – перепад давления на форсунке), так что для увеличения расхода топлива в 30 раз требуется увеличить перепад давления в 900 раз, что недопустимо исходя из прочности конструкции [7].

Целью данной работы является создание и отработка конструкции двухступенчатой форсунки с сокращенным диапазоном изменения угла распыления при глубоком регулировании расхода через форсунку.

Для реализации ГРТ особый интерес представляют центробежные двухступенчатые форсунки (рис. 2), которые могут быть установлены в форсуночную головку с использованием отработанных технологий при производстве жидкостного ракетного двигателя. Такие форсунки могут работать на нескольких режимах.

Рис. 1. Принципиальная схема системы регулирования ГРД с вытеснительной системой подачи топлива: 1 – корпус ГРД; 2 – заряд твердого компонента топлива ГРД; 3 – сопловой аппарат; 4 – форсуночная головка; 5 – коллектор камеры дожига; 6 – регулятор расхода компонента в камеру дожига; 7 – регулятор расхода компонента в камеру дожига; 8 – бак с жидким компонентом топлива; 9 – баллоны вытеснительной системы подачи топлива



Изменение расхода и качества распыления происходит за счет изменения площади сечения входных каналов. При небольших давлениях подачи топливо поступает в тангенциальные каналы малого сечения (первая ступень). С увеличением давления открывается распределительный клапан и топливо дополнительно поступает в каналы большого сечения (вторая ступень). Клапан может иметь как автоматическое, так и принудительное управление.

При малом расходе распыление удовлетворительное. Уменьшение расхода сопровождается уменьшением коэффициента расхода μ_{ϕ} , а также увеличением угла распыления 2α и геометрической характеристики форсунки A . По данным экспериментальных проливов при перепаде давления $\Delta p_{\phi} = 0,3 \dots 5$ МПа степень дросселирования $K_{др} \approx 15$.

К недостаткам этого вида форсунок следует отнести: вызванное трением увеличение коэффициента расхода μ_{ϕ} в первой ступени, не позволяющее получить малые расходы ($G_{\text{фmin}} \geq 7$ г/с); ступенчатое изменение основных параметров; недостаточную надежность; при перепаде давления на форсунке $\Delta p_{\phi} = \text{const}$ степень дросселирования $K_{др} = 8$ [7].

1. Рабочие режимы форсунки и расчетные зависимости. Рассмотрим режимы работы двухступенчатой форсунки. Существует два основных типа двухступенчатой форсунки – обычная и перепускная. Конструктивная схема обычной двухступенчатой форсунки (рис. 2, а) содержит два автономных дросселируемых канала (поз. 1, 2 рис. 2, а) подвода компонента топлива, связанные с полостью камеры закручивания (поз. 4, рис. 2, а) через тангенциальные отверстия. Конструктивная схема перепускной двухступенчатой форсунки (см. рис. 2, б) содержит также два дросселируемых канала, но 1 канал предназначен для подвода компонента, а 2 – для отвода части компонента.

Рассмотрим особенности гидравлики двухступенчатых и перепускных форсунок при изменении расхода жидкости через их сопла в сравнении с гидравликой классической центробежной форсунки.

У нерегулируемой центробежной форсунки при дросселировании жидкостного потока перед ее подводящими каналами скорость истечения жидкости из сопла уменьшается линейно с изменением ее расхода. У двухканальной идеальной форсунки скорость истечения на режиме полностью открытого дросселя 3 и канала 2 и полностью закрытого дросселя 3 равна номинальной

Расчет и конструирование

($\overline{W}_3 = 1$ при максимальном и минимальном расходах), а на переходных режимах при частично открытом дросселе 3 скорость истечения $\overline{W}_3 < 1$ даже без учета потерь на смешение разноскоростных потоков, истекающих под различными перепадами давления в общую камеру закручивания из-за потерь полного напора при дросселировании одного из каналов (рис. 3, 4).

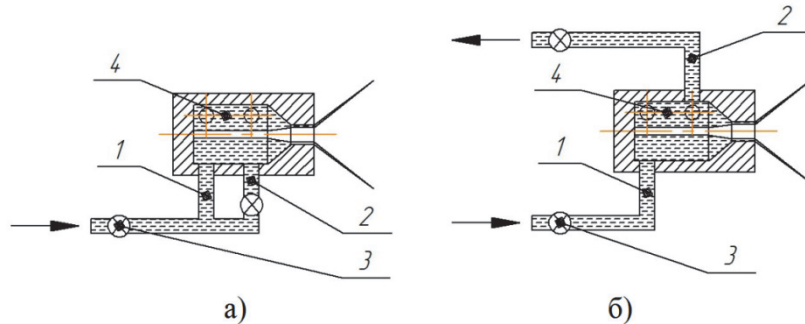


Рис. 2. Принципиальные конструктивные схемы центробежной двухступенчатой форсунки: а – конструктивная схема двухканальной центробежной двухступенчатой форсунки, б – конструктивная схема двухканальной перепускной центробежной двухступенчатой форсунки

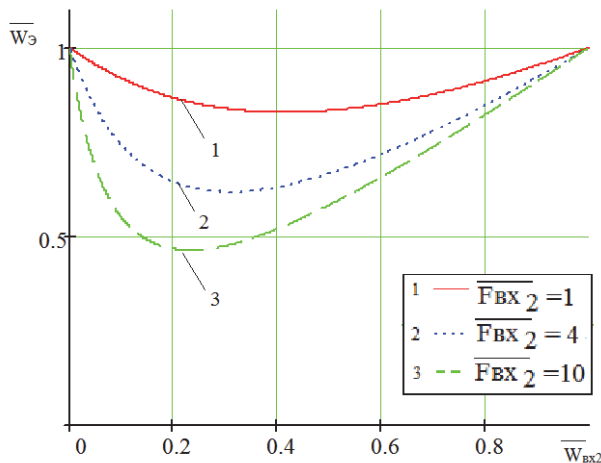


Рис. 3. Зависимость \overline{W}_3 от \overline{W}_{BX2}

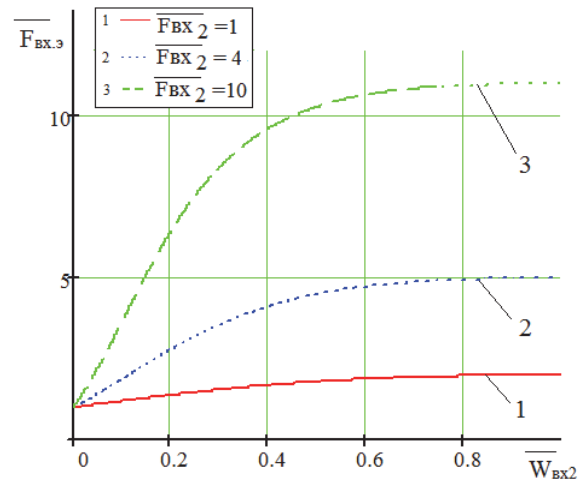


Рис. 4. Зависимость $\overline{F}_{BX,3}$ от \overline{W}_{BX2}

Зависимость скорости истечения \overline{W}_3 от расхода \dot{m} будет выражаться плавными кривыми, расположение которых зависит от глубины δ изменения расхода, определяемой соотношением площадей проходных сечений каналов 2 и 1. Скорость истечения реальной жидкости при полностью отключенном канале 2 не будет равна номинальной в виду удельных потерь в камере закручивания и сопле.

При полностью закрытом дросселе расход через малорасходную первую ступень

$$\dot{m}_1 = \dot{m}_\Sigma / \delta, \quad (1)$$

где $\delta = \dot{m}_\Sigma / \dot{m}_1$ при $\Delta p_\phi = idem$; \dot{m}_Σ – суммарный расход.

При полностью открытом дросселе расход компонента распределяется по ступеням следующим образом:

$$\dot{m}_1 = \sigma \dot{m}_\Sigma, \quad (2)$$

$$\dot{m}_2 = (1 - \sigma) \dot{m}_\Sigma, \quad (3)$$

где σ – доля суммарного расхода жидкости, подаваемой через неотключаемый канал; индексом Σ здесь и далее обозначены параметры, соответствующие суммарному расходу.

Здесь $\sigma < 1/\delta$, так как расход через малорасходную ступень при подключенной больше расходной ступени меньше, чем при ее отключении.

Для цилиндрической идеальной двухступенчатой центробежной форсунки значения σ и δ могут быть определены из соотношений:

$$\sigma = \frac{F_{\text{ВХ1}}}{F_{\text{ВХ1}}} + F_{\text{ВХ2}}, \quad (4)$$

$$\delta = \frac{\mu_{\Sigma}}{\mu_1} = \frac{\sqrt{\frac{A_1^2}{1-\varphi} + \frac{1}{\varphi_1^2}}}{\sqrt{\frac{A_{\Sigma}^2}{1-\varphi_{\Sigma}} + \frac{1}{\varphi_{\Sigma}^2}}}, \quad (5)$$

где φ – коэффициент живого сечения сопла форсунки, определяемый из выражения

$$\mu = \frac{\varphi\sqrt{\varphi}}{\sqrt{2-\varphi}}. \quad (6)$$

Для определения количественных соотношений рассмотрим работу идеальной двухступенчатой двухканальной форсунки с цилиндрической камерой закручивания.

Для этого случая запишем уравнение сохранения количества движения жидкости:

$$\dot{m}_1 W_{\text{ВХ1}} + \dot{m}_2 W_{\text{ВХ2}} = \dot{m}_{\Sigma} W_{\text{ВХ.Э}}, \quad (7)$$

где $W_{\text{ВХ.Э}}$ – эквивалентная скорость жидкости на входе в камеру закручивания, которая обеспечила бы такую же скорость истечения жидкости из сопла двухканальной форсунки, какую обеспечивает одновременная работа основного и частично задросселированного дополнительного входных каналов:

$$\dot{m}_1 = \mu_{\text{ВХ}} F_{\text{ВХ1}} \sqrt{2\rho_{\text{ж}} \Delta p_{\text{ВХ1}}}, \quad (8)$$

$$\dot{m}_2 = \mu_{\text{ВХ}} F_{\text{ВХ2}} \sqrt{2\rho_{\text{ж}} \Delta p_{\text{ВХ2}}}, \quad (9)$$

Индекс «вх» относится к параметрам входных каналов форсунки. Подставляя значения \dot{m}_1 и \dot{m}_2 в уравнения (7) и относя все параметры к параметрам основного канала:

$$\frac{\dot{m}_2}{\dot{m}_1} = \dot{m}_2 / \dot{m}_1, \quad (10)$$

$$\frac{\Delta p_2}{\Delta p_1} = \Delta p_2 / \Delta p_1, \quad (11)$$

$$\bar{W}_{\text{ВХ2}} = W_{\text{ВХ2}} / W_{\text{ВХ1}}, \quad (12)$$

$$\bar{F}_{\text{ВХ2}} = F_{\text{ВХ2}} / F_{\text{ВХ1}} \quad (13)$$

получаем

$$\bar{\dot{m}}_{\Sigma} \bar{W}_{\Sigma} = 1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{\Delta p}_{\text{ВХ2}}. \quad (14)$$

После подстановки получаем в уравнение (14) значения

$$\bar{\dot{m}}_{\Sigma} = (\dot{m}_1 + \dot{m}_2) / \dot{m}_1 = 1 + \dot{m}_2 / \dot{m}_1, \quad (15)$$

а также \dot{m}_1 и \dot{m}_2 из уравнений (8) и (9), получим

$$\bar{W}_{\Sigma} = \frac{1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{\Delta p}_{\text{ВХ2}}}{1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \sqrt{\bar{\Delta p}_{\text{ВХ2}}}} = \frac{1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{W}_{\text{ВХ2}}^2}{1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{W}_{\text{ВХ2}}}. \quad (16)$$

Из (16) видно, что даже для идеальной жидкости без учета потерь $\bar{W}_{\Sigma} \leq 1$. При $\bar{W}_{\text{ВХ2}} = 0$ (дополнительный канал закрыт) и при $\bar{W}_{\text{ВХ2}} = 1$ (дополнительный канал полностью открыт) $\bar{W}_{\Sigma} = 1$.

Для определения остальных характеристик центробежной форсунки найдем эквивалентную геометрическую характеристику некоторой фиктивной центробежной форсунки с теми же размерами сопла и камеры закручивания, коэффициентом живого сечения сопла, коэффициентом расхода, толщиной пелены жидкости, углом конусности факела и другими искомыми параметрами.

Поскольку все геометрические параметры реальной и фиктивной форсунок кроме $F_{\text{ВХ}}$ идентичны, задача сводится к нахождению $F_{\text{ВХ.Э}}$ (здесь и далее индексом «э» обозначены параметры фиктивной форсунки).

Воспользуемся уравнением неразрывности:

$$\dot{m}_{\Sigma} = \dot{m}_1 + \dot{m}_2 = \rho_{\text{ж}} F_{\text{ВХ1}} W_{\text{ВХ1}} (1 + F_{\text{ВХ2}} W_{\text{ВХ2}}) = \rho_{\text{ж}} F_{\text{ВХ.Э}} W_{\text{ВХ.Э}}. \quad (17)$$

Отсюда

$$\frac{F_{\text{ВХ.Э}}}{F_{\text{ВХ1}}} = \bar{F}_{\text{ВХ.Э}} = \frac{(1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{W}_{\text{ВХ2}})}{\bar{W}_{\text{ВХ.Э}}}. \quad (18)$$

Подставляя в уравнение (18) значение $\bar{W}_{\text{ВХ.Э}}$ из уравнения (16) получим

$$\bar{F}_{\text{ВХ.Э}} = \frac{(1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{W}_{\text{ВХ2}})^2}{(1 + \bar{F}_{\text{ВХ2}} \bar{W}_{\text{ВХ2}})}. \quad (19)$$

Видно, что $\bar{F}_{\text{ВХ.Э}}$ зависит от геометрии форсунки и от степени дросселирования ее дополнительных каналов.

Расчет и конструирование

При их закрытии ($\bar{W}_{\text{вх}2} = 0$), $\bar{F}_{\text{вх}3} = 1$, при полном открытии ($\bar{W}_{\text{вх}2} = 1$), $\bar{F}_{\text{вх}3} = 1 + \bar{F}_{\text{вх}2}$.

Следует отметить, что $\bar{F}_{\text{вх}3}$ зависит и от неучтенных выражениями (7)–(16) потерь кинетической энергии жидкостного потока в реальной форсунке. Согласно выражению (18) $\bar{W}_{\text{вх}3}$ обратно пропорционально $\bar{F}_{\text{вх}3}$.

Для определения эквивалентной геометрической характеристики форсунки удобно воспользоваться выражением

$$A = \frac{\bar{R}_{\text{вх}} F_{\phi}}{F_{\text{вх}}} \quad (20)$$

При закрытых дополнительных каналах

$$A_1 = \frac{\bar{R}_{\text{вх}} F_{\phi}}{F_{\text{вх}1}},$$

$$\bar{A}_3 = \frac{A_3}{A_1} = \frac{\bar{R}_{\text{вх}} F_{\phi} F_{\text{вх}1}}{F_{\text{вх}3} \bar{R}_{\text{вх}} F_{\phi}} = \frac{1}{\bar{F}_{\text{вх}3}} = \frac{(1 + \bar{F}_{\text{вх}2} \bar{W}_{\text{вх}2}^2)}{(1 + \bar{F}_{\text{вх}2} \bar{W}_{\text{вх}2}^2)^2}. \quad (21)$$

Пользуясь этим значением $A_3 = \bar{A}_3 A_1$, можно по известной из работы [10–12] методике определить коэффициент расхода μ_{ϕ} , радиус свободной поверхности жидкостного вихря r_v и другие параметры форсунки.

На рис. 3, 4 представлены зависимости \bar{W}_3 и $\bar{F}_{\text{вх}3}$ от $\bar{W}_{\text{вх}2}$ соответственно. Следует отметить, что величина $\bar{F}_{\text{вх}3}$ не является промежуточной между величинами $\bar{F}_{\text{вх}1}$ и $\bar{F}_{\text{вх}2}$. Она может иметь значения, несколько превышающие $\bar{F}_{\text{вх}2}$.

Сравнивая изменение W_3 у нерегулируемой и двухступенчатой форсунок, видим, что при одном и том же уменьшении расхода жидкости W_3 у двухступенчатой форсунки выше.

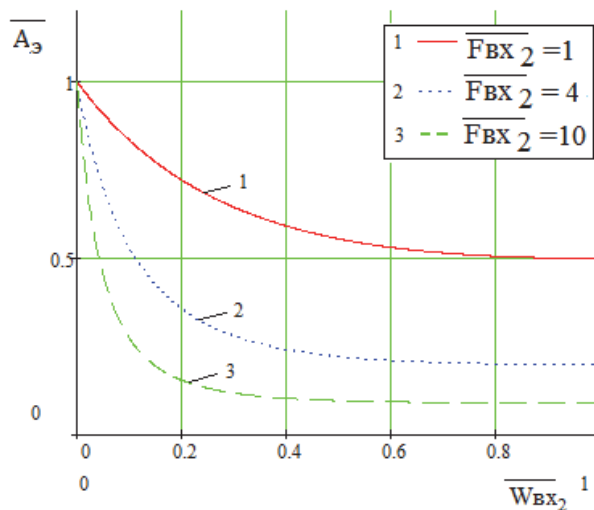


Рис. 5. Зависимость \bar{A}_3 от $\bar{W}_{\text{вх}2}$

Так, например, при 10-кратном изменении расхода максимальное падение эффективности скорости истечения у двухступенчатой форсунки составляют $\bar{W}_3 = 0,48$ (см. рис. 3), тогда как у нерегулируемой форсунки скорость на минимальном режиме падает в 10 раз.

Сопоставление этих данных показывает, что даже при неблагоприятном воздействии потерь, в принципе работы двухступенчатых форсунок заключены возможности существенного расширения диапазона изменения расхода при заданном диапазоне изменения перепада давления.

У перепускной идеальной форсунки (см. рис. 2, б) весь диапазон изменения расхода жидкости через сопло обеспечивается изменением расхода жидкости, отводимой через канал 2, а скорость истечения жидкости через

сопло определяется перепадом давления на подводящем канале 1, т. е. зависимость $\bar{W}_3 = f(\bar{m}_{\phi})$ представляет собой горизонтальную линию реальные потери приводят к уменьшению \bar{W}_3 при уменьшении расхода [8].

Аналитически определить реальные потери трудно потому, что они в значительной степени зависят от конструкции форсунки.

Расход через сопло перепускной форсунки можно определить из выражения

$$\dot{m}_{\phi} = \mu_3 F_{\phi} \sqrt{2 \rho_{\text{ж}} \Delta p_{\phi}}, \quad (22)$$

где $\mu_3 = \frac{\mu_0}{\eta}$; $\eta = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_{\phi}}$ — коэффициент перепуска; μ_0 — коэффициент расхода форсунки без перепуска.

При дросселировании двухканальной центробежной двухступенчатой форсункитипа (см. рис. 2, а) до 10 раз, т. е. при изменении расхода с 0,2 до 0,02 кг/с, угол распыливания увеличивается с ~ 75 до $\sim 110^{\circ}$ (табл. 2). Форсунка с представленными геометрическими соотношениями была изготовлена и исследована (рис. 6). Расчет проточной полости форсунки был произведен согласно методике [8–10].

Таблица 2

Характеристика двухканальной центробежной двухступенчатой форсунки (см. рис. 6)

Характеристика форсунки	Большерасходная ступень	Малорасходная ступень
Расход ступени, кг/с	0,2	0,02
Перепад на форсунке $\Delta p_{\text{ф}}$, МПа	0,5	0,5
Геометрическая характеристика ступени	1	12,2
Угол распыления (угол распыливания) $2\alpha_{\text{ф}}$	$\sim 75^\circ$	$\sim 110^\circ$
Коэффициент расхода $\mu_{\text{ф}}$	0,438	0,069
Коэффициент живого сечения φ	0,638	0,204

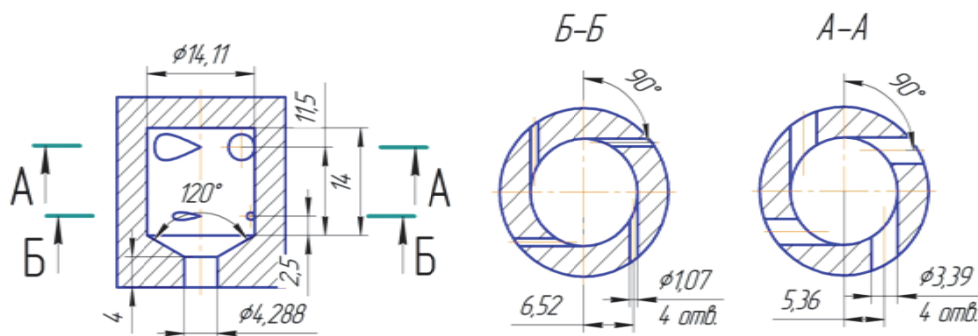


Рис. 6. Принципиальная конструкция проточной части двухканальной двухступенчатой центробежной форсунки

Из расчетов видно, что при глубоком регулировании расхода и отключении большерасходной магистрали, угол распыливания претерпевает изменения, что в свою очередь сказывается на процессах, протекающих в камере сгорания. Изменение угла распыливания приводит к нестабильной работе двигателя, а именно к неустойчивому горению, колебанию давления и ухудшению качества процесса распыления, также это может привести к перемещению фронта горения и прогару днища [7]. В работе [8] дано представление о влиянии различных дефектов на процессы распыления, в том числе и на угол факела распыла и на процесс взаимодействия распыленных компонентов. В работе [9] проведено физическое исследование центробежной форсунки с профилированным конусом раскрытия после сопла форсунки, а также сделано сравнение с результатами численного моделирования. В работе [10] также проведено физическое исследование центробежной форсунки и численное моделирование процессов протекающих во внутренней полости форсунки.

2. Конструкция форсунки с сокращенным углом распыления при глубоком регулировании расхода через форсунку. Существует возможность сокращения диапазона изменения угла распыления при глубоком регулировании расхода через форсунку, за счет специально профилированного сопла распылителя. На конструкцию такой форсунки оформлен патент № 134829 [14].

Принципиальная конструкция такой форсунки, представленная на рис. 7. Форсунка рассчитывалась по методикам [11–13], однако конструкция кольцевой проточки (рис. 8) рассчитывалась исходя из равенства толщины рабочего слоя закручивающийся жидкости ($h_{\text{раб}}$) в сопле форсунки при работе малорасходной ступени к глубине кольцевой проточки ($h_{\text{кол}}$), что является основополагающим условием для сокращения диапазона угла конуса распыления. Предполагается, что созданная таким образом кольцевая проточка начинает воздействовать на поток, изменять коэффициент расхода и, как следствие, уменьшать угол распыления только при работе малорасходной ступени, что, в свою очередь, будет способствовать сокращению диапазона изменения угла конуса распыления при глубоком регулировании расхода через форсунку.

Такой метод воздействия на угол распыления может играть роль инструмента по влиянию на качество распыла и устойчивость горения при дросселировании расхода, что в свою очередь будет сказываться на стабильности работе двигателя в целом при глубоком регулировании тяги.

На рис. 8, 9 представлены режим работы малорасходной ступени и режим большерасходной ступени соответственно.

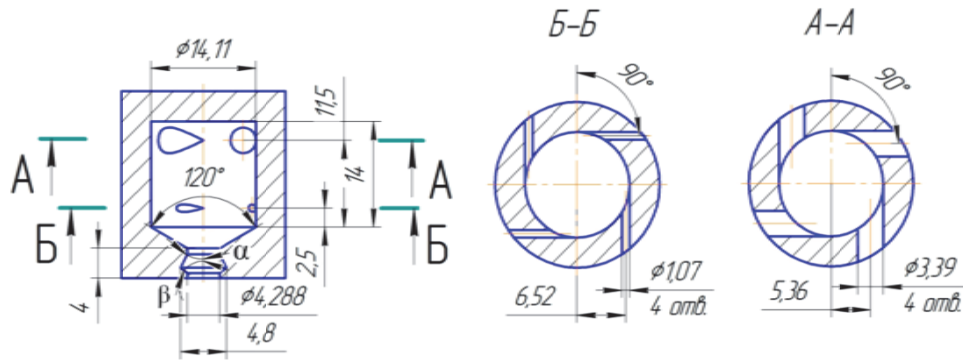


Рис. 7. Принципиальная конструкция проточной части двухканальной двухступенчатой центробежной форсунки ($\alpha = 10^\circ$; $\beta = 80^\circ$)

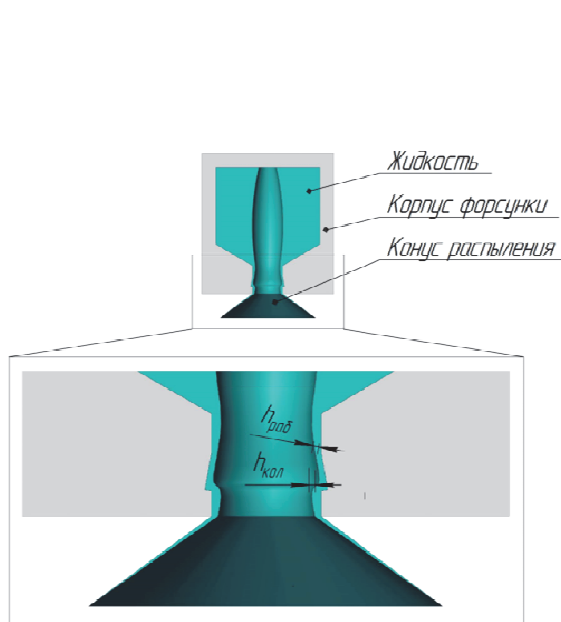


Рис. 8. Работа форсунки в режиме малорасходной ступени

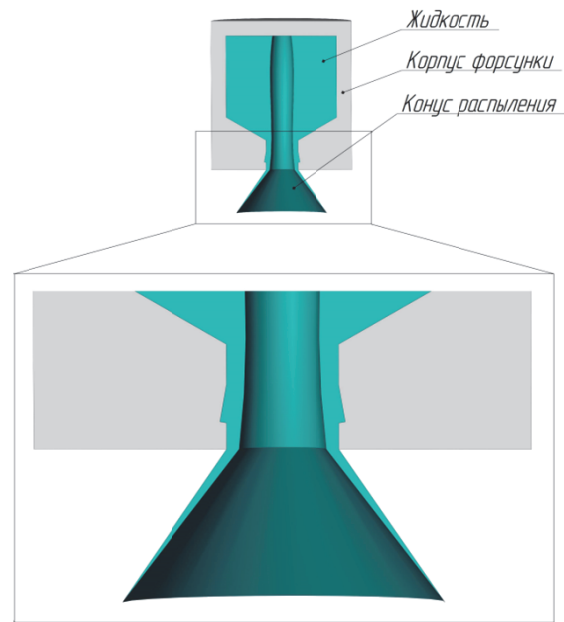


Рис. 9. Работа форсунки в режиме большерасходной ступени

3. Методика проектирования центробежной двухступенчатой форсунки с сокращенным диапазоном изменения угла распыления.

Этапы проектирования центробежной двухступенчатой форсунки:

- 1) проектирование большерасходной ступени форсунки;
- 2) проектирование малорасходной ступени форсунки;
- 3) расчет геометрической характеристики и коэффициента расхода малорасходной ступени;
- 4) вычисление глубины кольцевой проточки.

На рис. 10 представлена методика расчета в виде блок-схема для программы расчета центробежной двухступенчатой форсунки с сокращенным диапазоном угла распыления. Обозначения, используемые в блок-схеме: A – геометрическая характеристика; φ – коэффициент живого сечения, μ – коэффициент расхода; G – расход компонента; $n_{вх}$ – число входных отверстий; ΔP – перепад давления на форсунке; $\rho_{ж}$ – плотность компонента; ν – кинематическая вязкость; η – динамическая вязкость; λ – коэффициент трения; $h_{кол}$ – глубина кольцевой проточки.

Из теории известно [13], что

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{A^2 + \frac{1}{\varphi^2}}}, \quad (23)$$

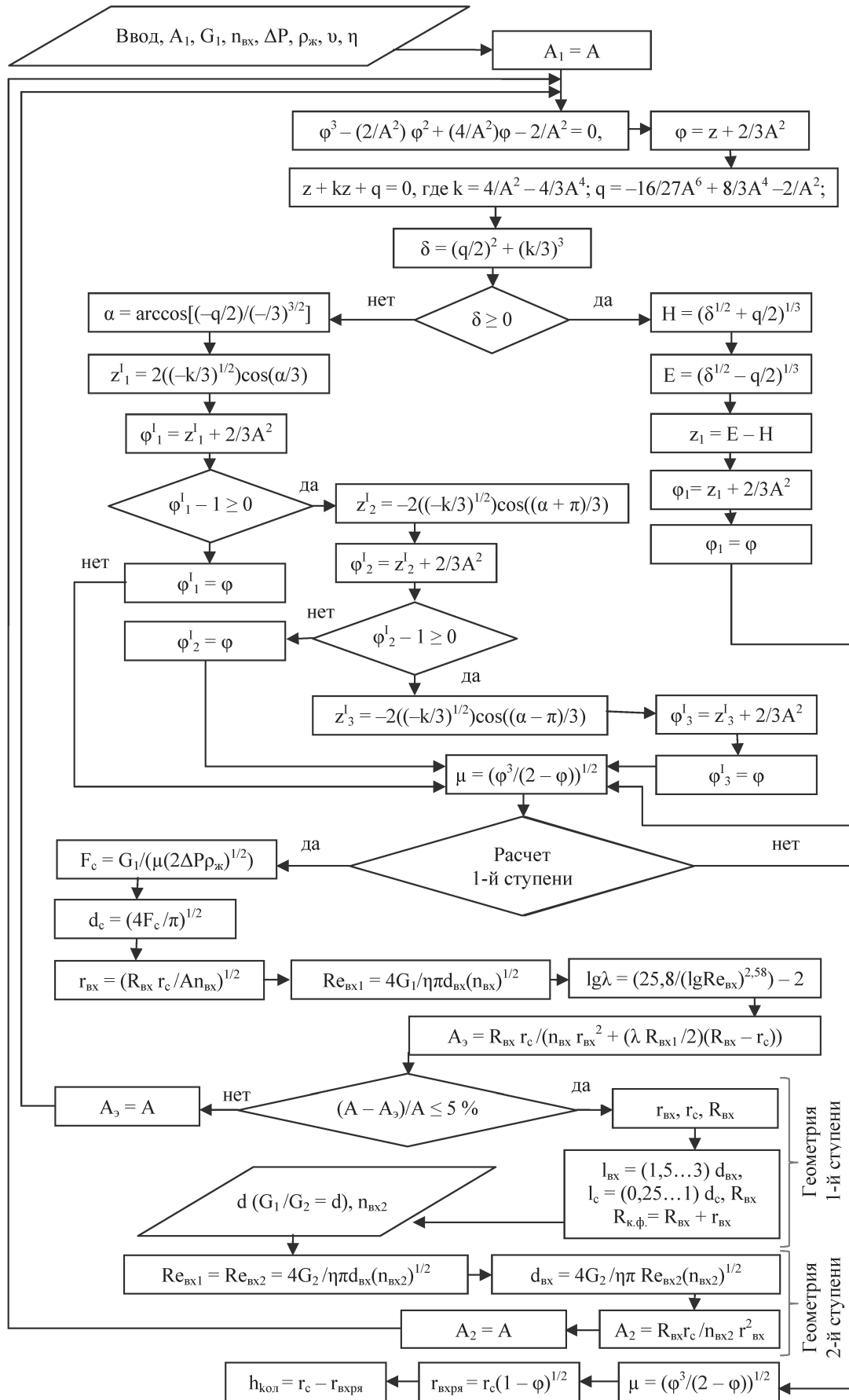


Рис. 10. Блок-схема программы расчета параметров форсунки

Расчет и конструирование

$$A = \frac{R \cdot r_c}{n \cdot r_k^2}. \quad (24)$$

где A – геометрическая характеристика форсунки, φ – коэффициент живого сечения, μ – коэффициент расхода.

Найдем коэффициент φ заполнения отверстия сопла форсунки жидкостью, соответствующий максимальному коэффициенту расхода μ .

Продифференцировав выражение (23) по φ и полагая $\frac{d\mu}{d\varphi} = 0$, имеем

$$\frac{-\frac{1}{2} \left[\frac{A^2}{(1-\varphi)^2} - \frac{2}{\varphi^3} \right]}{\left(\frac{A^2}{1-\varphi} + \frac{1}{\varphi^2} \right)^{\frac{3}{2}}} = 0. \quad (25)$$

Следовательно,

$$\frac{A^2}{(1-\varphi)^2} - \frac{2}{\varphi^3} = 0. \quad (26)$$

Из уравнения (26) выразим A :

$$A = \frac{\sqrt{2}(1-\varphi)}{\varphi\sqrt{\varphi}}. \quad (27)$$

Подставив полученное выражение в формулу (23), получим

$$\mu = \sqrt{\frac{\varphi^3}{2-\varphi}}. \quad (28)$$

Преобразуем выражение (27) в кубическое уравнение

$$\varphi^3 - \frac{2}{A^2}\varphi^2 + \frac{4}{A^2}\varphi - \frac{2}{A^2} = 0. \quad (29)$$

Найдём корни уравнения (29), используя решение Кардано, подстановкой

$$\varphi = z + \frac{2}{3A^2}, \quad (30)$$

где z – корень уравнения.

4. Выводы и рекомендации. Введение в конструкцию сопла двухступенчатой форсунки кольцевой проточки позволит сократить диапазон изменения угла распыливания. Такой метод воздействия на угол распыливания может играть роль инструмента по влиянию на качество распыла и устойчивость горения при дросселировании расхода, что, в свою очередь, будет сказываться на стабильности работы двигателя в целом при глубоком регулировании тяги.

Для определения наилучших геометрических параметров кольцевой проточки производилось численное моделирование процессов протекающих в полости представленной форсунки, а также физический эксперимент, результаты данной работы будут представлены в виде статей.

Литература

1. *Процессы в гибридных ракетных двигателях* / А.М. Губертов, В.В. Миронов, Р.Г. Голлендер и др.; под ред. А.С. Коротева. – М.: Наука, 2008. – 405 с.
2. *Перспективная система регулирования жидкостных реактивных двигателей* / Б. Громыко, А. Кириллов, В. Кириллов и др. // *Двигатель*. – 2001. – № 5 (17). – С. 28–30.
3. *Хорольский, П.Г. Баллистическая целесообразность глубокого регулирования маршевых двигателей ракет-носителей* / П.Г. Хорольский, С.Г. Бондаренко // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2006. – № 10 (36). – С. 11–13.
4. *Хорольский, П.Г. Оценка эффективности одного варианта применения глубокого гибкого*

регулирования тяги для выведения полезной нагрузки / П.Г. Хорольский, С.Г. Бондаренко // Вестник двигателестроения. – 2010. – № 2. – С. 79–81.

5. Хорольский, П.Г. Оценка баллистической целесообразности применения ракетных двигателей с глубоким дросселированием тяги на первых ступенях ракет-носителей // Механика та машинобудування. – 2011. – № 1. – С. 30–37.

6. Сихарулидзе, Ю.Г. Концепция управления ракетой-носителем воздушного старта с компенсацией начальных ошибок по дальности и времени при прямом выведении в точку встречи на орбиту / Ю.Г. Сихарулидзе, А.С. Карпов, Р.К. Иванов // Космич. исследования. – 2005. – № 5. – С. 358–377.

7. Михайлов, В.В. Дросселируемые жидкостные ракетные двигатели / В.В. Михайлов, Б.Г. Базаров. – М.: Машиностроение, 1985. – 168 с.

8. Ziraksaz, M.H. Experimental investigation of swirl atomizer spray defections / M.H. Ziraksaz // Meccanica. – 2014. – Vol. 49. – P. 2747–2755. doi 10.1007/s11012-014-0036-5.

9. Zhao, J., Simulation and experimental study on the atomization character of the pressure-swirl nozzle / J. Zhao, L. Yang // Open Journal of Fluid Dynamics. – 2012. – Vol. 2, No. 4A. – P. 271–277. doi:10.4236/ojfd.2012.24A032.

10. Jeng, S.M. Computational and experimental study of liquid sheet emanating from simplex fuel nozzle / S.M. Jeng, M.A. Jog, M.A. Benjamin // AIAA Journal. – 1998. – Vol. 36 (2). – P. 201–207.

11. Распыливание жидкостей / Ю.Ф. Дитяткин, Л.А. Клячко, Б.В. Новиков, В.И. Ягодкин. – М.: Машиностроение, 1977. – 208 с.

12. Основы теории и расчёта жидкостных ракетных двигателей: учеб. / А.П. Васильев, В.М. Кудрявцев, В.А. Кузнецов и др.; под ред. В.М. Кудрявцева. – 3-е изд., испр. и доп. – М.: Высш. шк., 1983. – 703 с.

13. Хавкин, Ю.И. Центробежные форсунки / Ю.И. Хавкин – Л.: Машиностроение, 1976. – 168 с.

14. Пат. №134829 Российская Федерация, МПК В05В1/34. Центробежная форсунка / И.С. Шулев, А.Л. Карташев. – № 2013124182/05; заявл. 27.05.2013; опубл. 27.11.2013; Бюл. № 33.

Шулев Игорь Станиславович. Инженер Управления научной и инновационной деятельностью, Южно-Уральский государственный университет (Челябинск), shulev.igor@mail.ru.

Поступила в редакцию 30 июля 2014 г.

Bulletin of the South Ural State University
Series "Mechanical Engineering Industry"
2015, vol. 15, no. 1, pp. 5–16

FEATURES OF USING OF CENTRIFUGAL TWO-STAGE JETS IN THE CONSTRUCTION OF HYBRID ROCKET ENGINES WITH DEEP CONTROL OF THRUST

I.S. Shulev, South Ural State University, Chelyabinsk, Russian Federation, shulev.igor@mail.ru

In this paper the example of improvement of hybrid rocket engine for achievement of thrust deep controlling is shown and two-stage centrifugal atomizers of a liquid supply system component were analyzed. Two construction of two-stage centrifugal atomizers were that are intended to implement thrust deep controlling were analyzed and the features of the work of these injectors with the presence of deep-flow control were shown. The efficiency and advantages of two-stage centrifugal atomizers in comparing with regular centrifugal atomizers were shown. The system of equations including the equation of conservation of momentum fluid and continuity equation with closing dependence of flow through the nozzle and the geometrical characteristics were examined. Features of work include changing the angle of spraying in a wide range (60–120°) depending on the operating mode with deep throttling

flow through a nozzle, which leads to unstable operation of the engine, namely the unstable combustion, pressure fluctuations and quality of the spraying process. Methods aimed on reducing the range of the angle of the spray on the deep flow control mode were shown. The construction of modernized two-stage centrifugal atomizers with circular groove that are able to reduce the diapason of changing the spraying angle with deep throttling flow through a nozzle were shown. The main conditions for designing of the circular groove were identified, as well as the technique of calculation in the form of a flowchart of the program for calculating the two-step upgraded injectors with a reduced range of variation of the angle of the spray.

Keywords: hybrid rocket engine with deep regulation; two-stage centrifugal atomizer; thrust deep controlling.

References

1. Gubertov A.M., Mironov V.V., Gollender R.G. *Processy v gibridnykh raketnykh dvigatelyakh* [Processes in Hybrid Rocket Engines]. Moscow, Nauka Publ., 2008. 405 p.
2. Gromiko B. *Perspektivnaya sistema regulirovaniya gidkostnykh reaktivnykh dvigateley* [Perspective Controlling Systems of Liquid Jet Engines]. *Dvigatel* [Engine], 2001, no. 5 (17), pp. 28–30. (in Russ.)
3. Horolskii P.G., Bondarenko S.G. *Ballisticheskaya celesoobraznost glubokogo regulirovaniya marshevykh dvigateley raket-nositeley* [Ballistic Expediency of Deep Controlling of Main Engines of Carrier Rockets]. *Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tehnologii*, 2006, no. 10 (36), pp. 11–13.
4. Horolskii P.G., Bondarenko S.G. *Otsenka effektivnosti odnogo varianta primeneniya glubokogo gibkogo regulirovaniya tyagi dlya vivedeniya poleznoy nagruzki* [Estimation of Efficiency of One Variant of Using of Deep Thrust Controlling for Launching of Payload]. *Vestnik dvigatelestroeniya*, 2010, no. 2, pp. 79–81. (in Russ.)
5. Horolskii P.G. *Otsenka ballisticheskoi tselesoobraznosti primeneniya raketnykh dvigateley s glubokim drosselirovaniem tyagi na pervykh stupenyakh raket-nositeley* [Ballistic Estimation of Using Rocket Engines with Deep Thrust Controlling in the First Stage of Carrier-Rocket]. *Mekhanika mashinostroeniya*, 2011, no. 1, pp. 30–37. (in Russ.)
6. Siharulidze U.G., Karpov A.S., Ivanov R.K. *Kontseptsiya upravleniya raketoy-nositelem vozdušnogo starta s kompensatsiey nachalnykh oshibok po dalnosti i vremeni pri pryamom vyvedenii v tochku vstrechi na orbitu* [Conception of Air-Launch Carrier-Rocket Controlling with Compensation of Starting Mistakes in Distance and Time During Straight Launch in Orbit Spot]. *Kosmicheskie issledovaniya*, 2005, no. 5, pp. 358–377. (in Russ.)
7. Mihailov V.V., Bazarov B.G. *Drosseliruemye zhidkostnye raketnye dvigateli* [Throttling Liquid Rocket Engines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1985. 168 p.
8. Ziraksaz M.H. Experimental Investigation of Swirl Atomizer Spray Defections. *Mechanica*, 2014, vol. 49, pp. 2747–2755. doi 10.1007/s11012-014-0036-5.
9. Zhao J., Yang L. Simulation and Experimental Study on the Atomization Character of the Pressure-Swirl Nozzle. *Open Journal of Fluid Dynamics*, 2012, vol. 2, no. 4A, pp. 271–277. doi: 10.4236/ojfd.2012.24A032.
10. Jeng S.M., Jog M.A., Benjamin M.A. Computational and experimental study of liquid sheet emanating from simplex fuel nozzle. *AIAA Journal*, 1998, Vol. 36 (2), pp. 201–207.
11. Dityatkin U.F., Klyachko L.A., Novikov B.V., Jagodkin V.I. *Raspylivanie zhidkostey* [Spraying of Liquids]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1977. 208 p.
12. Vasilev A.P., Kudryavcev V.M., Kuznecov V.A. *Osnovy teorii i rashcheta zhidkostnykh raketnykh dvigateley* [Theory and Calculation of Liquid Rocket Engines]. 3rd ed. Moscow, Vysshaya shkola Publ., 1983. 703 p.
13. Havkin U.I. *Tsentrobezhnye forsunki* [Centrifugal Atomizers]. Leningrad, Mashinostroenie Publ., 1976. 168 p.
14. Shulev I.S., Kartashev A.L. *Tsentrobezhnaya forsunka* [Centrifugal Atomizer]. Patent RF, no. 134829, 2013.

Received 30 July 2014