

ВЛИЯНИЕ ВДУВА ПРОДУКТОВ ГАЗИФИКАЦИИ ТЕПЛОЗАЩИТНОГО ПОКРЫТИЯ УТОПЛЕННОЙ ЧАСТИ СОПЛА РДТТ НА ПОТЕРИ УДЕЛЬНОГО ИМПУЛЬСА

Р.А. Шайдуллин
А.Н. Сабирзянов

samsankimanki@bk.ru
ansabirzyanov@kai.ru

КНИТУ–КАИ, г. Казань, Российская Федерация

Аннотация

Исследован процесс термохимического взаимодействия продуктов сгорания и разложения теплозащитного покрытия на основе фенолформальдегидной смолы в гомогенном приближении. Продукты разложения теплозащитного покрытия вдувались с контура дозвукового участка сопла. Количество продуктов разложения определено в результате решения сопряженной газодинамической задачи течения с учетом кинетических механизмов взаимодействия и тепловых потоков по модели Бартца. Выполнено сравнение результатов расчетов горения с использованием кинетических механизмов горения перхлората аммония и полибутадиенового каучука при переменной рецептуре и в термодинамически равновесном состоянии. Приведены граничные условия для гомогенного приближения горения твердого топлива с упрощенным представлением теплового баланса между твердой, жидкой и газовой фазами. Рассмотрены оценки параметров химических превращений в расширяющейся части сопла в одномерном и осесимметричном приближениях. Приведены термохимические потери по тракту сверхзвуковой части сопла с учетом разложения теплозащитного покрытия и потери удельного импульса при вдуве CH_4 , CO , CO_2 , H_2 в минимальное сечение в количествах 0,01, 0,1 и 1 % газоприхода с поверхности твердого топлива без учета изменения температуры торможения до минимального сечения. Выявлен характер изменения тяги РДТТ с поправкой на потери вследствие вдува продуктов разложения теплозащитного покрытия с дозвуковой поверхности сопла. Определена взаимосвязь коэффициента расхода с потерей энергии в пограничном слое

Ключевые слова

Горение, перхлорат аммония, полибутадиеновый каучук, моделирование, разложение, теплозащитное покрытие, вдув продуктов разложения, потери, химическая неравновесность, нестационарный реактор идеального смешения, проточный реактор

Поступила 02.02.2024

Принята 08.05.2024

© Автор(ы), 2025

Введение. Актуальность детального описания рабочих процессов в РДТТ заключается в возможности прогнозирования поведения реагирующих веществ на всех режимах работы двигателя, что в свою очередь представляет сложную задачу. Подобное моделирование должно включать в себя всевозможные определяющие факторы взаимодействий на физико-химическом уровне, в том числе взаимодействие продуктов сгорания с продуктами разложения теплозащитного покрытия (ТЗП) с учетом теплообмена при высоких скоростях потока в объеме соплового блока. Так, процесс горения твердого топлива на основе перхлората аммония (Ammonium Perchlorate, AP) и полибутадиенового каучука с гидроксильными концевыми группами (Hydroxyl-Terminated Polybutadiene, НТРВ) подразумевает учет мелкоразмерных частиц AP в твердой смеси [1, 2], что существенно увеличивает необходимую вычислительную мощность при моделировании рабочих процессов РДТТ. Данной особенностью при математическом моделировании конкретного или гипотетического РДТТ целесообразнее пренебречь в связи с трудностями, связанными с требуемыми вычислительными ресурсами даже при использовании суперкомпьютеров. Существуют определенные методологии моделирования процесса горения в камере сгорания (КС) РДТТ, в которых пренебрегают фазовым переходом от твердого тела к жидкому, осуществляя соответствующую замену обобщенными реакциями перехода твердого топлива в газообразный состав продуктов разложения, минуя моделирование пенного и конденсированного слоев [3, 4], а в качестве начальных граничных условий определяют состав продуктов газификации твердого топлива [5].

Результаты моделирования похожих условий в составе гипотетического РДТТ, отражающие наличие нереальной послойной структуры потока для начальных граничных условий при составе продуктов газификации с поверхности твердого топлива, отличающегося от значений термодинамического равновесия, приведены в [6]. Как отмечено в [7], при моделировании процесса газофазного горения безметалльного смесового твердого топлива (СТТ) на основе AP/НТРВ (80/20) использованы начальные граничные условия, способствующие совпадению расчетных данных с термодинамическим равновесием. Подобное моделирование позволяет оценить возможные газофазные взаимодействия в КС и сопле РДТТ, влияющие на тяговые характеристики РДТТ. Например, в [7] рассмотрено влияние взаимодействия продуктов сгорания AP/НТРВ (80/20) с газифицированными продуктами разложения ТЗП П5-13 на основе фенолформальдегидного связующего [8] на коэффициент расхода сопла. Особенностью стало совместное моделирование теплового потока к поверхности входного участка

утопленного сопла, с которого выделялись газифицированные продукты разложения ТЗП П5-13 с температурой $T_w = 698, 825, 925, 1025$ К [9]. Рассмотрена область дозвуковой части сопла, вследствие чего не учтены потери в сопле из-за вдува, непосредственно влияющие на удельный импульс сопла [10, 11].

В настоящей работе рассмотрено влияние термохимического взаимодействия продуктов сгорания СТГ на основе АР/НТРВ с соотношением компонентов 80/20 с продуктами разложения ТЗП П5-13 в сверхзвуковой части сопла на потери тяги гипотетического РДТТ. Кроме того, исследовано влияние взаимодействия продуктов сгорания СТГ при 59...84%-ном содержании АР с возможными газообразными продуктами разложения ТЗП на изменение скорости потока на срезе сопла.

Теоретическое обоснование, модель и метод расчета. Под потерями из-за химической неравновесности в сопле понимается разность идеального преобразования энергии при расширении и действительной энергии на выходе из сопла, уменьшенной за счет химического взаимодействия продуктов истечения.

Существует достаточно много методов математического моделирования высокотемпературных процессов в энергосиловых установках, с использованием которых можно описать физико-химическое превращение продуктов сгорания в сверхзвуковом сопле [12]. К одним из основных методов относится модель, построенная на предположении химического равновесия [13, 14], а расчет сформирован на основе решения системы уравнений, следующих из законов классической термодинамики и условий сохранения веществ. Подобная модель широко применяется на стадиях разработки, проектирования и отработки высокотемпературных агрегатов. Применительно к сопловым блокам РДТТ подобную модель используют в качестве идеального приближения процесса истечения, к тому же при допущении о замораживании веществ на входе или в некоторых сечениях сверхзвуковой части сопла возможна оценка потерь энергии из-за химической неравновесности смеси [13, 15]. Такой метод появился одним из первых, метод является простейшим для учета влияния химической неравновесности течения на удельный импульс, относительное уменьшение которого для замороженного течения от входного сечения сопла может составлять 5...10 % [16]. При горении высокотемпературных твердых топлив в крупногабаритных РДТТ потери из-за химической неравновесности обычно не превышают 0,2 %, тогда как для малогабаритных двигателей при горении безметаллических топлив при температуре не более 2500 К эти потери могут преодолевать рубеж в несколько процентов [17].

Следующей ступенью моделирования химических превращений считают приближения реакторных моделей [18], основанные на интегрировании системы уравнений совместно с уравнениями неразрывности для индивидуальных веществ. Широкое применение получили приближения реакторов идеального смешения (РИС) и вытеснения [12, 18], позволяющие оценивать химическое взаимодействие в условиях идеального смешения веществ. Однако значительно более широкие возможности представляются при использовании модели нестационарного реактора идеального смешения (НРИС). Приближение НРИС полагается более достоверным способом оценки потерь из-за химической неравновесности в сопле по сравнению с моделью термодинамического равновесия с замороженным течением. При этом погрешности могут достигать 10...25 % действительной неравновесности, что связано с нерешенными до сих пор вопросами химической кинетики относительно констант скоростей и механизмов [15]. В данной работе рассмотрены приближение НРИС и газодинамический расчет с учетом процесса горения в составе гипотетического РДТТ.

Приближение проточного реактора (PFR) также позволяет определять изменение скорости потока на срезе сопла при известном газодинамическом контуре сопла. Однако в такой постановке возникает сложность в разделении потерь удельного импульса на составляющие. В связи с этим посредством приближения PFR целесообразнее представлять суммарные отклонения скорости потока на срезе сопла вследствие термохимического взаимодействия продуктов истечения. Оценка приближений PFR, НРИС и РИС проводилась посредством ПК ANSYS Chemkin-Pro.

Для совместного учета газодинамических уравнений и теплового потока к поверхности дозвуковой части сопла, как и в [7], использовалась модель Бартца [11] для сопловых блоков с небольшими углами входных участков:

$$\text{Nu} = A \frac{(T_0/T_w) \text{Pr}^{7/15} \text{Re}^{0,8}}{(l_0/r_0)^{0,2} (r_0/r)^{0,05}}; \quad \text{Nu} = \frac{\alpha 2r}{\lambda};$$

$$q = \frac{\alpha}{c_{pw}} (H_0 - H_w) \left(\frac{\rho_0}{\rho_w} \right)^{0,75} \left(\frac{\mu_0}{\mu_w} \right)^{0,25};$$

$$H_0 = c_{p0} T_0; \quad H_w = c_{pw} T_w,$$

где Nu, Pr, Re — числа Нуссельта, Прандтля, Рейнольдса соответственно; A — коэффициент сопоставления с опытными данными ($A = 0,026$); T — температура газа; l_0 — длина сопла до входа в минимальное сечение;

r_0 , r — радиусы входного и расчетного сечений сопла; α — коэффициент конвективной теплоотдачи; λ — теплопроводность; q — удельный тепловой поток; c_p — теплоемкость; ρ — плотность; μ — динамическая вязкость; H — энтальпия; индексы «w» и «0» относятся к параметрам на стенке и в невозмущенном потоке.

Масса вдуваемых газов с поверхности ТЗП и их линейная скорость уноса определялись соотношениями: $\dot{m} = x_c q / H_{эф}$, $u = \dot{m} / \rho_{ТЗП}$, где x_c — массовая доля газообразных продуктов пиролиза; $H_{эф}$ — тепловой эффект пиролиза связующего; $\rho_{ТЗП}$ — плотность связующего. В качестве ТЗП рассматривалось покрытие П5-13 [8] с коксовым числом 0,7, долей связующего 0,4 и массовой долей газообразных продуктов пиролиза связующего 0,12.

Основные продукты разложения фенолформальдегидной смолы, составляющей основу ТЗП П5-13, следующие: H_2 , CO , CO_2 , CH_4 и C_2 [9]. Реагирующая газовая среда продуктов сгорания моделировалась посредством кинетического механизма Гросса [19] с граничными условиями, приведенными в табл. 1, которые принимались постоянными в исследуемом диапазоне давлений. Условная формула СТТ из АР/НТРВ (80/20) — $N_{6.81} H_{49.42} Cl_{6.81} O_{27.23} C_{14.79}$.

Таблица 1

Мольная доля продуктов газификации АР/НТРВ (80/20) в газовой фазе [7]

H_2O	C_4H_6	C_2H_2	H_2	CO_2	CO	NH_3	$ClOH$	HCN	$HClO_4$
0,10456	0,07178	0,01727	0,01003	0,16057	0,01859	0,05932	0,23495	0,08964	0,23329

Численная оценка параметров потока и химического взаимодействия по тракту гипотетического РДТТ проводилась аналогично работе [7] средствами ПК ANSYS Fluent в осесимметричной нестационарной адиабатной постановке. Применяемые модели и допущения: двухпараметрическая модель турбулентности Ментора SST $k-\omega$ с типовым набором модельных констант [20]; модель конечной скорости объемной химической реакции Finite-Rate; радиационный теплообмен и двухфазность потока не учитывались; временной шаг $\Delta t = 10^{-6}$ с; реакции, связанные с C_2 в газовой фазе формального кинетического механизма Гросса, не учитывались, принимая содержание вещества замороженным. В связи с невысокими температурами среды энергиями электронного возбуждения и ионизации пренебрегали [12]. Расчетная схема гипотетического РДТТ, включающая

в себя дополнительный объем за срезом сопла для обеспечения отсутствия возмущающих факторов на сверхзвуковую струю, приведена на рис. 1 и имеет следующие геометрические параметры: полуугол раскрытия рас- труба сопла $14,62^\circ$; $L_{\text{ут}}/L_3 = 0,03$; $r_2/r_{\text{min}} = 0,8$; $a/b = 2$; $r_3/r_{\text{min}} = 0,1$; $r_{\text{к}}/r_{\text{min}} = 3,13$.

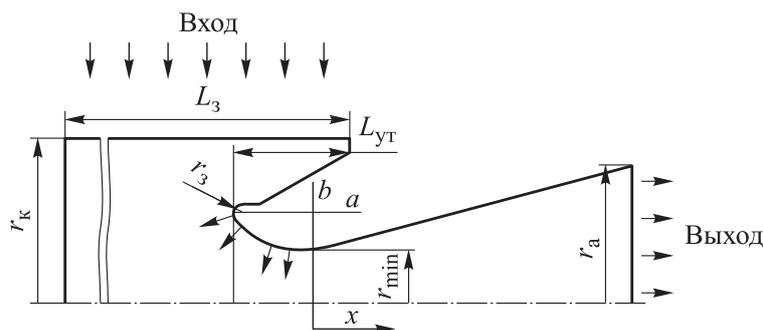


Рис. 1. Расчетная схема гипотетического РДТТ

Исследование потерь вследствие термохимического взаимодействия продуктов сгорания АР/НТРВ с продуктами разложения ТЗП проводилось средствами ПК ANSYS Chemkin-Pro и ASTRA.4 [13], позволяющими оценить параметры смеси при расширении в сопле. Оценка изменения параметров смеси посредством используемых механизмов выполнялась в реакторных приближениях. Параметры расширения в сопле при вдуве продуктов разложения ТЗП при $T_w = 698...1023$ К, применяемые в одномерных постановках НРИС, PFR и термодинамического равновесия, определялись в соответствии с данными газодинамического моделирования (ГДМ) гипотетического РДТТ. Потери удельного импульса вследствие рассеяния и трения, подробно описанные в [21, 22], в настоящей работе не приведены.

Результаты численных исследований. Релаксация продуктов сгорания к термодинамическому равновесию по диссоциации может оказаться существенной при времени расширения порядка 10^{-4} с и менее, что характерно для малоразмерных двигателей [23]. Поэтому целесообразно проверить применяемую формальную химическую кинетику на стремление к равновесию с изменяемыми термодинамическими параметрами по соплу. Оценка проводилась в приближении закрытого гомогенного реактора при допущении о стремлении времени пребывания к бесконечности ($\tau \rightarrow \infty$) при сохранении пропорций изменения статического давления и температуры. Результаты моделирования приведены на рис. 2

в виде изменения мольных долей продуктов сгорания по относительной длине сверхзвукового участка сопла ($\bar{x} = l_i/l_c$, l_i , l_c — текущая и полная длина сверхзвукового участка сопла). Показано, что HCl и N₂ допускается считать замороженными на входе в раструб сопла в связи с малым изменением их мольной доли при расширении. В исследуемых процессах разность малых концентраций индивидуальных веществ может быть колоссальной при сравнении с равновесными значениями (см. рис. 2, б) [12]. Кинетический механизм Гросса, используемый в ГДМ, с удовлетворительной точностью прогнозирует изменение мольных долей продуктов сгорания, а результаты расчета сопоставимы с термодинамическим равновесием (ASTRA). Кинетический механизм Гросса допустимо использовать в дальнейшей оценке взаимодействия продуктов сгорания СТТ с продуктами разложения ТЗП на основе фенолформальдегидной смолы.

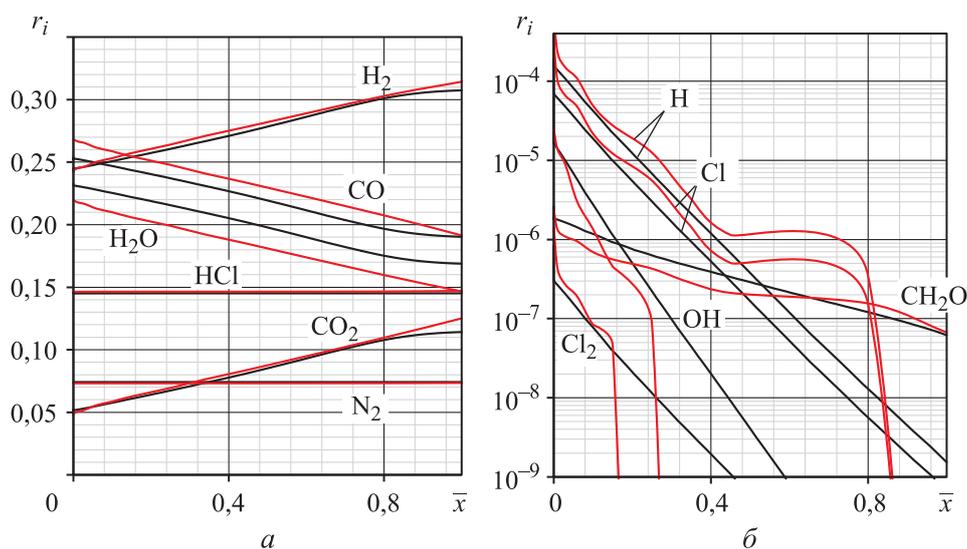


Рис. 2. Изменение мольных долей веществ продуктов сгорания (а) и разложения (б) по относительной длине сверхзвукового участка сопла при расширении ($p_k = 87,1$ атм, $p_a = 1$ атм):
 — — термодинамическое равновесие (ASTRA); — — закрытый гомогенный реактор (ANSYS Chemkin-Pro)

В качестве результатов моделирования химического взаимодействия продуктов сгорания АР/НТРВ и продуктов разложения ТЗП на рис. 3 приведено сравнение компонентного состава, полученного путем ГДМ и в приближении НРИС, где продукты разложения соответствовали температуре $T_w = 698$ К [9], давление $p_k = 87,1$ атм [7]. Результаты ГДМ получены осреднением по массе в поперечных сечениях сопла и отражают

интегральный характер, учитывающий изменение мольной доли как в ядре потока, так и в пристеночных слоях. Изменение мольных долей основных устойчивых соединений (CO , CO_2 , H_2O , H_2 , N_2 и HCl) в продуктах взаимодействия приведено в виде относительного изменения по отношению к начальной концентрации в минимальном сечении сопла. Количественная характеристика вдуваемых продуктов разложения ТЗП определялась параметром вдува [11]

$$B = \frac{2\rho_w w_w}{c_f \text{Pr}^{2/3} \rho_{\text{п}} w_{\text{п}}},$$

где ρ_w , $\rho_{\text{п}}$ — плотности потока вдуваемых продуктов и основного потока; w_w , $w_{\text{п}}$ — скорости потока вдуваемых продуктов и основного потока; c_f — коэффициент трения на непроницаемой стенке. Значения w_i , ρ_i , c_f и Pr определялись при совместном решении модели Бартца, уравнений газодинамики и химической кинетики в осесимметричном приближении.

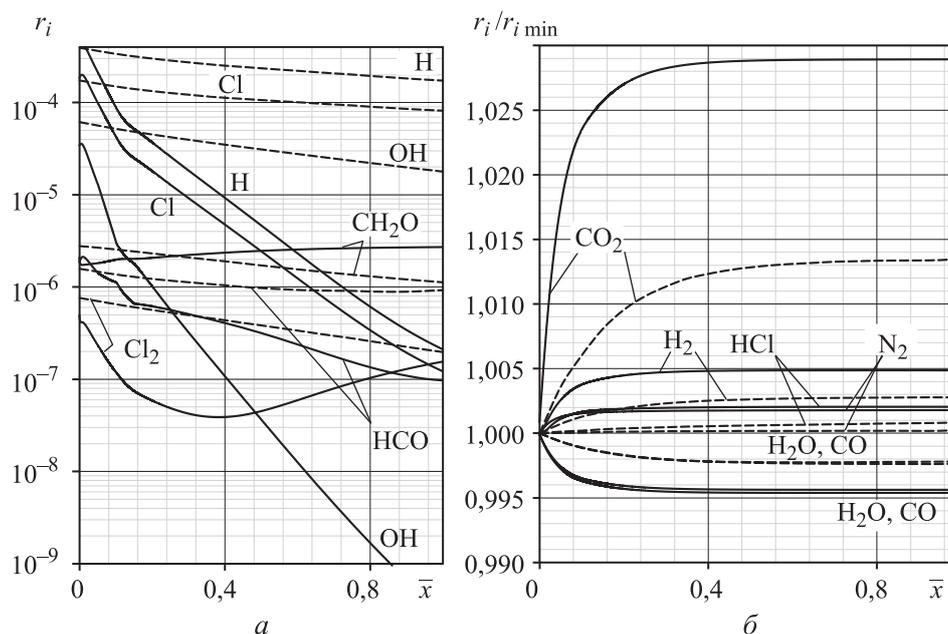


Рис. 3. Изменение мольных долей веществ

при взаимодействии в процессе расширения продуктов сгорания с продуктами разложения ТЗП (параметр вдува $\int V dx = 0,4784$;

\bar{x} — длина дозвукового участка сопла до минимального сечения; $p_a = 1$ атм):

a , b — активные и устойчивые соединения; — — приближение НРИС (ANSYS Chemkin-Pro); - - - - ГДМ

Заметное отклонение содержания химических соединений при разных подходах к моделированию обусловлено наличием вдува продуктов разложения ТЗП на основе фенолформальдегидной смолы с поверхности входного дозвукового участка сопла, который способствует изменению профиля скорости в минимальном сечении сопла [7]. При вдуве веществ переменной концентрации их содержание изменяется в большей степени в пристеночной области раструба сопла, тогда как основное содержание продуктов сгорания АР/НТРВ находится в ядре потока и не успевает перемещаться с вдуваемыми продуктами разложения. В приближении НРИС компоненты усреднены и предварительно перемешаны, вследствие чего содержание компонентов смеси изменяется более равномерно по всей расчетной области по сравнению с пристеночным вдувом. Влияние вдува продуктов разложения на профиль относительной скорости в характерных сечениях ($\bar{F} = F_a/F_{\min} = 6,25$; $p_k = 87,1$ атм; $p_a = 1$ атм), полученное путем ГДМ, показано на рис. 4.

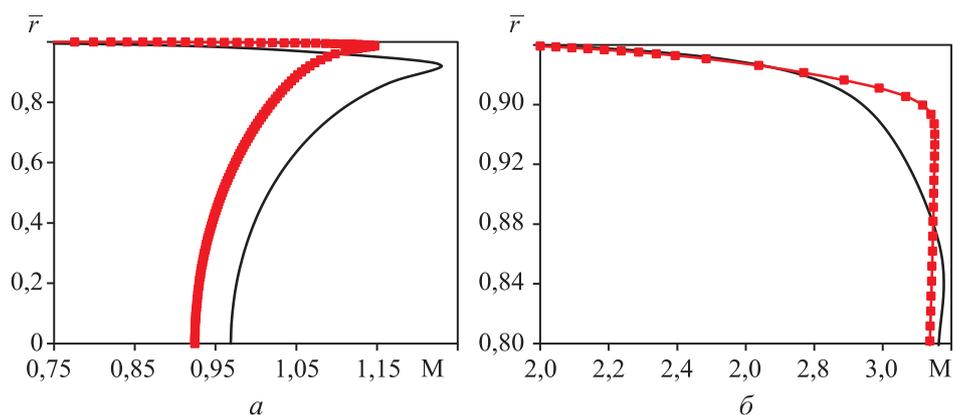


Рис. 4. Влияние вдува продуктов разложения на профиль относительной скорости в характерных сечениях сопла:
 а — профили Маха в минимальном сечении, б — на срезе сола;
 — — $T_w = 823$ К, - - - без вдува

Изменение компонентов продуктов сгорания по длине сопла при вдуве продуктов разложения для последующих значений T_w имеет аналогичный характер, количественно мало отличающийся от данных, приведенных на рис. 3.

С точки зрения формальной кинетики Гросса [19] в сопле раскрываются две цепочки реакций:

1) увеличение содержания H_2 и уменьшение H_2O :



2) увеличение содержания CO_2 и уменьшение CO :



Приведенные реакции связаны химическими уравнениями



которые нормализуют содержание HCl , Cl и H в системе. В связи с малым временем пребывания в сопле ($\tau \approx 6 \cdot 10^{-5}$ с) компоненты не успевают достичь равновесных значений. Основные продукты сгорания допускается считать замороженными при $\bar{x} = 0,4$. Для достижения приближенных термодинамических значений равновесия по всем компонентам для топливной пары АР/НТРВ (80/20) (см. рис. 2) необходимое время пребывания в сопле должно быть на три порядка больше.

Для определения потерь тепловой энергии вследствие химических превращений целесообразно проводить сравнение энергетических характеристик через энтальпию смеси:

$$\xi_3 = \left(1 - \sqrt{\frac{i}{i_p}} \right) \cdot 100 \%,$$

где i , i_p — энтальпия продуктов сгорания на срезе в приближениях НРИС/ГДМ и термодинамического равновесия.

Изменение энергетических потерь вследствие химических превращений в раструбе сопла при сравнении результатов, полученных путем ГДМ и приближением НРИС, приведено на рис. 5. Разность результатов не превышает 0,17 %, а при отсутствии вдува

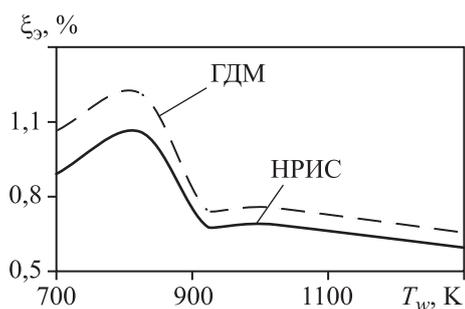


Рис. 5. Изменение энергетических потерь вследствие химических превращений в раструбе сопла, сравнение результатов, полученных путем ГДМ и приближением НРИС ($p_k = 87,1$ атм, $p_a = 1$ атм)

с поверхности дозвукового участка сопла при высокой температуре стенки разность стремится к 0,03 %. Вследствие этого для топливной пары АР/НТРВ допускается использование приближения НРИС для определения параметров химического взаимодействия в раструбе сопла РДТТ. Как и в [7], наибольшие энергетические потери определены при $T_w = 823$ К, что может быть связано с концентрацией C_2 в продуктах разложения ТЗП на основе фенолформальдегидной

смолы с дозвукового участка сопла и балансом между температурой и количеством вдуваемых газов в основной поток продуктов сгорания АР/НТРВ.

При допущении о постоянстве температурных параметров продуктов сгорания и продуктов вдува потери удельного импульса при взаимодействии продуктов сгорания с продуктами разложения ТЗП обусловлены сменой состава. В связи с этим в настоящей работе проведена оценка потерь при взаимодействии гипотетических продуктов разложения ТЗП CH_4 , CO , CO_2 и H_2 с продуктами сгорания твердого топлива на основе АР/НТРВ посредством PFR. Для подобной оценки необходимо применять механизм формальной кинетики, удовлетворительно описывающий конечную температуру пламени и состав продуктов сгорания по сравнению с равновесными значениями. Расчетные значения конечной температуры пламени твердого топлива на основе АР/НТРВ для 59...84%-ного содержания АР при $p = 20,4$ атм, полученные посредством универсального механизма Пудупаккама с уточнениями Гросса [19], Таннера [24], и приближения термодинамического равновесия, приведены на рис. 6. Оценка проводилась с использованием стационарного РИС. Граничные условия на входе в газовую фазу определены из [24] с учетом отвода теплоты Q из газовой фазы на разогрев, фазовые превращения твердого топлива — с учетом выделения теплоты в конденсированной фазе (табл. 2). Значения Q приведены с учетом горения твердого топлива, площадь 1 см^2 , вещество C(S) инертное, состав продуктов разложения СТТ принимался неизменным при давлении до 130 атм. Температура T_s поверхности твердого топлива разной рецептуры принята в соответствии с данными при $p = 20,4$ атм [24]. В табл. 3 приведены коэффициенты аппроксимации T_s при начале реакций в конденсированной фазе, протекающих при температуре 800 К. Погрешность полинома при давлении до 130 атм вполне удовлетворительна ($< 1,5 \%$) для исходных данных моно топлива [24].

Отвод теплоты из газовой фазы на прогрев и фазовые превращения твердого топлива приближенно может быть оценен следующим образом:

$$Q = \sum [c_{pi\text{тв}} (T_{\text{пл}i} - T_{\text{нач}})] g_i + \sum [c_{pi\text{ж}} (T_s - T_{\text{пл}i})] g_i - Q_c,$$

где c_{pi} — теплоемкость окислителя/горючего; $T_{\text{пл}i}$ — температура плавления окислителя/горючего; $T_{\text{нач}}$ — начальная температура твердого топлива; g_i — массовые доли окислителя/горючего в твердом топливе; T_s — температура поверхности твердого топлива (на границе раздела конденсированной и газовой фаз); Q_c — тепловыделение энергии в конденсирован-

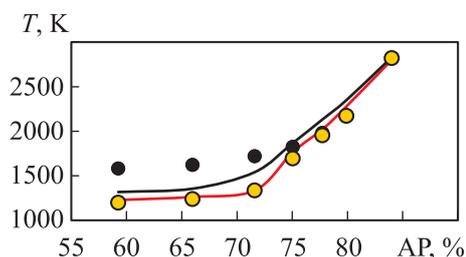


Рис. 6. Расчетные значения конечной температуры пламени твердого топлива на основе АР/НТРВ для 59...84%-ного содержания АР при $p = 20,4$ атм: термодинамическое равновесие ПК ANSYS Chemkin-Pro (—), ПК ASTRA (—); ●, ● — универсальные механизмы Пудуппаккама с уточнениями Гросса [19] и Таннера [24]

ной фазе монотоплива; индексы «ТВ» и «Ж» относятся к характеристикам твердой и жидкой фаз твердого топлива. Теплофизические свойства АР и НТРВ приведены в [25].

Таблица 2

Продукты разложения конденсированной фазы твердого топлива на основе АР/НТРВ (мольные доли)

Продукты разложения	АР, %						
	84	79,9	77,73	75,03	71,59	65,97	59,25
C ₄ H ₆	0,040609	0,06918	0,08276	0,09924	0,12281	0,12736	0,08850
CO	0	0,01258	0,02069	0,03053	0,05263	0,05189	0,01770
H ₂ O	0,28934	0,27673	0,26897	0,25954	0,16228	0,11792	0
H ₃ CN	0,06599	0,06289	0,05517	0,0458	0,03509	0,01415	0
N ₂	0,025381	0,02516	0,02759	0,03053	0,02193	0,01887	0
H ₂	0,020305	0,03774	0,04828	0,06107	0,13158	0,18396	0,30531
CO ₂	0,045685	0,03774	0,03448	0,03053	0,01754	0,00472	0
C ₂ OH	0,096447	0,10063	0,09655	0,0916	0,06579	0,04717	0
H ₂ CL	0,020305	0,01258	0,01379	0,01527	0,00877	0,00472	0
CH ₄	0	0	0	0	0	0	0,00442
C ₂ H ₂	0,081218	0,07547	0,07586	0,07634	0,07895	0,07547	0,06637
NH ₃	0,15736	0,14465	0,13793	0,12977	0,14912	0,13679	0,13274
H ₂ CLO ₄	0,15736	0,14465	0,13793	0,12977	0,15351	0,13679	0,13274
C(S)	0	0	0	0	0	0,08019	0,25221
Q, кДж/с	4	3,13	2,29	1,54	1,32	1	1,15

**Коэффициенты аппроксимации для зависимости температуры*
на поверхности твердого топлива на основе АР/НТРВ**

АР, %	$a_5 \cdot 10^8$	$a_4 \cdot 10^6$	$a_3 \cdot 10^4$	$a_2 \cdot 10^2$	$a_1 \cdot 10^2$	$a_0 \cdot 10^{-2}$
79,9	4,18569417	-16,8217345	26,1840737	-20,5583308	978,382118	7,96298211
77,73	-3,51966688	9,35512157	-5,94121254	-3,34838674	601,739298	7,96974256
75,03	-4,68465815	15,2878223	-16,8433285	5,55233068	289,108453	7,99589144
71,59	-4,25843117	14,2800772	-16,8824205	7,39259207	116,230302	8,00274569
65,97	-3,14788883	10,9068969	-13,6278810	6,79833129	35,7823954	8,01022384
59,25	-3,31129508	11,6009456	-14,7989605	7,76593410	-0,352822208	8,00436941

* $T_s(p) = a_5 p^5 + a_4 p^4 + a_3 p^3 + a_2 p^2 + a_1 p^1 + a_0$, К; p , атм.

Для более правдоподобной оценки потерь в сопле вследствие химической неравновесности и потерь удельного импульса из-за вдува для топливной пары АР/НТРВ в широком диапазоне рецептуры наиболее подходящим является универсальный механизм Пудуппакама, уточненный Таннером [24] (см. рис. 6). Данные по конечным продуктам сгорания находятся в удовлетворительном соотношении с результатами расчета термодинамического равновесия для двух универсальных механизмов [19, 24]. Наибольшие расчетные отклонения получены при АР/НТРВ (59/41). Отклонение значений температуры в результатах расчета термодинамического равновесия (ASTRA и ANSYS Chemkin-Pro) может быть обусловлено применением брутто-формулы для НТРВ ($C_2H_{3,07}$) в ПК ASTRA и отсутствием некоторых индивидуальных веществ в определении равновесного состава продуктов сгорания. Потери из-за химической неравновесности в сопле при переменной относительной площади \bar{F} для АР/НТРВ (80/20) приведены на рис. 7. Оценка выполнялась посредством PFR, полученные данные сравнивались с результатами расчетов термодинамически равновесного и замороженного течений (ASTRA). Диапазон возможных потерь из-за химической неравновесности в сопле определялся из выражения:

$$\xi_H = \left(1 - \frac{w_{PFR}}{w_{зам(равн)}} \right) \cdot 100 \%,$$

где w_{PFR} , $w_{зам(равн)}$ — скорость продуктов сгорания на срезе сопла, полученная в приближении PFR, скорость замороженного (или термодинамически равновесного) течения.

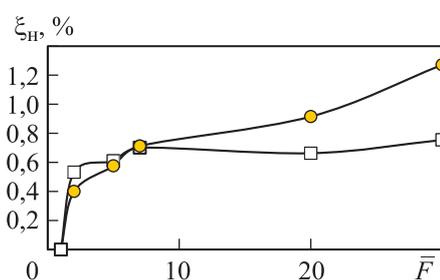


Рис. 7. Потери из-за химической неравновесности в сопле при переменной относительной площади для АР/НТРВ (80/20) при $p_k = 70,65$ атм:
 ● — термодинамическое равновесие;
 □ — замороженное течение смеси (ASTRA)

Отклонения значений между термодинамически равновесным и замороженным течениями минимально и не превышает 0,5 %. Расчетные значения потерь удельного импульса из-за химической неравновесности относительно приближения PFR существенно выше. Это может быть связано с вопросами формальной кинетики.

Наибольший эффект преобразования полной энергии в сопле определяется влиянием молекулярного веса и температуры в минимальном сечении. В связи с этим изменение удельного импульса при вдуве разных веществ в минимальное сечение сопла оценивалось выражением

$$\xi_{\text{вд}} = \left(\frac{w_{\text{вд}}}{w} - 1 \right) \cdot 100 \%,$$

где $w_{\text{вд}}$, w — скорость продуктов сгорания на срезе сопла при наличии и отсутствии вдува.

Изменение удельного импульса в сопле за счет вдува в минимальное сечение продуктов разложения ТЗП при разном соотношении вдуваемой массы к расходу твердого топлива определялись для АР/НТРВ (80/20, 75/25, 66/34). Посредством приближения PFR продукты сгорания и продукты разложения ТЗП в минимальном сечении идеально перемешаны между собой. В качестве вдуваемых веществ отдельно учитывались CH_4 , CO , CO_2 и H_2 . Результаты расчета изменения удельного импульса в сопле за счет вдува продуктов разложения ТЗП при $\bar{F} = 7$, при которой разность термодинамически равновесного и замороженного течений практически отсутствует (см. рис. 7), приведены на рис. 8.

Вдув газообразных CH_4 и H_2 в качестве продуктов разложения ТЗП способствует увеличению скорости потока во многом в силу уменьшения молекулярной массы продуктов истечения. Введение в поток продуктов разложения в виде CO и CO_2 способствует уменьшению общей скорости на срезе сопла. В этой оценке не учитывались изменение температуры потока из-за вдува веществ с разной температурой T_w вследствие малого

количества вещества (не более 1 %) и изменение температуры в дозвуковой части сопла из-за возможного отрыва потока и изменения газодинамического контура обтекания. Влияние вдува продуктов разложения ТЗП на удельный импульс приближенно можно оценить через работоспособность газа (RT) вследствие изменения молекулярного веса и температуры продуктов сгорания в минимальном сечении сопла. Приближенно, без учета изменения параметров в минимальном сечении за счет отрыва потока и изменения газодинамического контура обтекания в дозвуковой части сопла потери удельного импульса (см. рис. 8) не превышают 0,5 % на каждый 1 % вдуваемой массы [11].

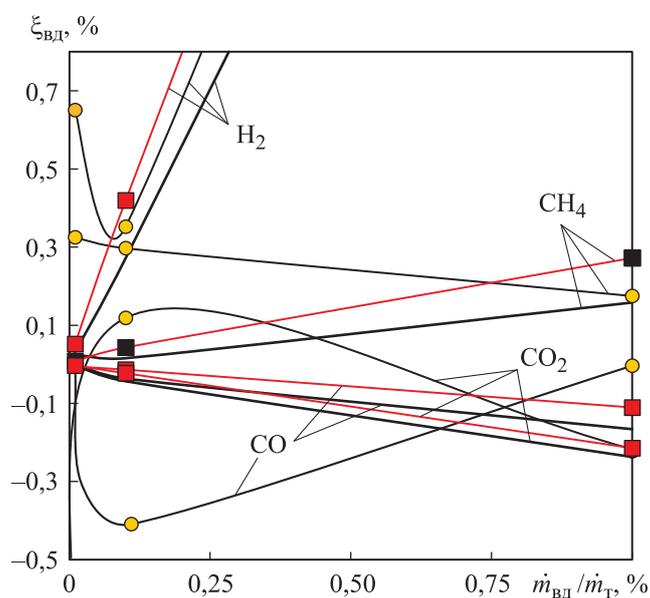


Рис. 8. Результаты расчета изменения удельного импульса в сопле за счет вдува продуктов разложения ТЗП при $p_k = 70,65$ атм и $\bar{F} = 7$ (ANSYS Chemkin-Pro):

— — 66 %, ● — 75 %, ■ (■) — 80 % AP

Вдув продуктов разложения ТЗП с дозвукового контура сопла влияет на тягу РДТТ следующим образом: газодинамическое сужение струи в минимальном сечении сопла способствует увеличению давления в КС и уменьшению коэффициента расхода μ_c [7]; уменьшение температуры торможения на входе и по тракту дозвукового контура сопла определяет потери удельного импульса на срезе сопла. Вклад вдуваемых веществ в изменение тяги РДТТ на расчетном режиме можно представить выражением

$$P = \sigma p_k^t \varphi \varphi_{\beta p} F_{\min}^t \mu_c K_P \varphi_c \varphi_c^{вд} \varphi_{пр},$$

где σ — коэффициент восстановления полного давления в КС; $\varphi_{\beta p} = p_k^H / p_k^t$ — отношение между действительным и теоретическим давлением в КС за счет уменьшения газодинамического минимального сечения сопла вследствие вдува; F_{\min}^t — теоретическое (начальное) минимальное сечение сопла; $\varphi_{пр}$ — прочие потери, связанные с окружающей неравномерностью потока энергии.

Коэффициент расхода

$$\mu_c = \frac{\dot{m}_d \sqrt{R T_0}}{A(k) p_0 F_{\min}^t}, \quad (1)$$

где \dot{m}_d — действительный расход через минимальное сечение сопла; R — газовая постоянная; T_0 — температура торможения в минимальном сечении сопла; $A(k) = \sqrt{k} \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{k+1}{2(k-1)}}$ (k — показатель адиабаты); p_0 — давление заторможенного потока в минимальном сечении сопла.

Коэффициент тяги

$$K_P = \left(\lambda_a + \frac{1}{\lambda_a} \right) \left(\frac{2}{n+1} \right)^{\frac{1}{(n-1)}} - \bar{F} \frac{p_h}{p_k^H},$$

где λ_a — приведенная скорость потока на срезе сопла; n — показатель изоэнтропы; p_h — давление окружающей среды.

Формулы для коэффициента сопла без учета вдува и коэффициента, учитывающего потери за счет вдува, имеют вид:

$$\varphi_c = 1 - \frac{\xi_c}{100 \%}; \quad \varphi_c^{вд} = \left(1 - \frac{w_{вд}}{w} \right).$$

Здесь ξ_c — потери удельного импульса (относительно термодинамического равновесия).

В результате расчетов получена зависимость коэффициента расхода от толщины потери энергии δ_T^{**} :

$$\mu_c = \frac{(r_{\min} - \delta_T^{**})^2}{r_{\min}^2}; \quad (2)$$

$$\delta_T^{**} = \int_0^{\delta} \frac{\rho_w w_w}{\rho_e w_e} \left(1 - \frac{T - T_w}{T_e - T_w} \right) dy,$$

где r_{\min} — радиус минимального сечения; ρ_e — плотность потока на границе пограничного слоя; w_e — скорость потока на границе пограничного слоя; T — температура потока в толщине от вдуваемого потока до границы пограничного слоя; T_e — температура потока на границе пограничного слоя. Расхождение значений коэффициента расхода, полученных по формулам (1) и (2), не превышает 0,3 % в рамках исследуемой интенсивности вдува [7] рассматриваемой задачи.

Значение коэффициента сопла с учетом вдува $\varphi_c^{\text{ВД}}$ можно определить одномерным приближением проточного реактора при известных характеристиках в минимальном сечении путем ГДМ. Расчетные потери удельного импульса и температурной неравномерности ξ_{T_a} на срезе сопла за счет вдува продуктов разложения переменного состава [7] с дозвукового контура сопла ($a/b=2$), полученные посредством механизма Гросса [19], приведены на рис. 9:

$$\xi_{T_a} = \left(\frac{T_{a \text{ вД}}}{T_a} - 1 \right) \cdot 100 \%, \quad (3)$$

где $T_{a \text{ вД}}$ — температура на срезе сопла с учетом вдува; T_a — температура на срезе сопла без учета вдува.

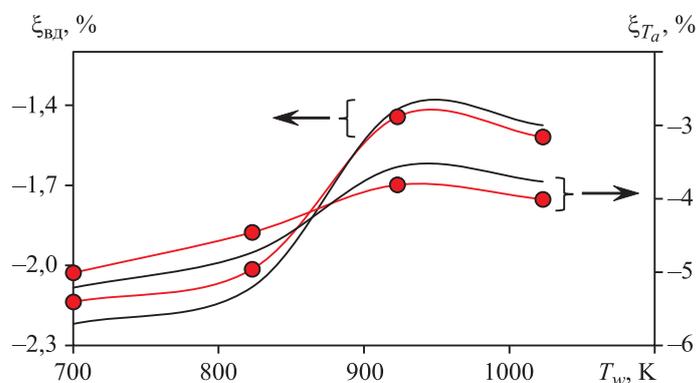


Рис. 9. Расчетные потери удельного импульса и температурной неравномерности на срезе сопла за счет вдува продуктов разложения с дозвукового контура сопла ($a/b=2$) в приближениях ПФР (—●—) и ГДМ (—)

Значения параметров μ_c [7] и $\varphi_c^{\text{ВД}}$ определяют потери тяги из-за наличия вдува в дозвуковой части сопла. Отклонение по тяге между значениями, полученными в приближениях ПФР и ГДМ, в совокупности не превышает 0,3 %. Наибольшие изменения параметров μ_c и $\varphi_c^{\text{ВД}}$ определяются

температурой торможения в минимальном сечении сопла. Так, при увеличении температуры вдува уменьшается тепловой поток к поверхности ТЗП, предопределяя уменьшение расхода вдуваемого газа, уменьшение потерь удельного импульса в раструбе сопла. Таким образом, взаимодействие продуктов сгорания с газообразными продуктами разложения ТЗП в объеме КС РДТТ с условием полного или почти полного разогрева продуктов разложения до температуры продуктов сгорания будет способствовать увеличению тяги РДТТ при малом изменении составляющих потерь по тракту РДТТ.

Заключение. Для описания взаимодействия продуктов сгорания СТТ на основе АР/НТРВ (80/20) допускается с удовлетворительной точностью применять механизм Гросса, состоящий из 127 реакций и учитывающий 37 веществ. Данные, полученные по механизму Гросса, удовлетворительно коррелируют с равновесным изменением веществ в сверхзвуковой части сопла.

Универсальный механизм Пудупаккама с уточнениями Таннера удовлетворительно коррелирует с данными термодинамического равновесия по адиабатной температуре и продуктам сгорания для СТТ АР/НТРВ при 59...86%-ном содержании АР. Наибольшие отклонения по составу продуктов сгорания определены при АР/НТРВ (59/61).

Вдув продуктов разложения ТЗП на основе фенолформальдегидной смолы способствует снижению удельного импульса при существенном уменьшении температуры торможения в минимальном сечении сопла за счет возможного отрыва потока и изменения газодинамического контура дозвукового участка сопла. При увеличении температуры вдува на 300 К потери удельного импульса за счет вдува могут быть уменьшены примерно на 0,7 %.

При вдуве в минимальное сечение сопла H_2 и CH_4 (до 1 % по массе топлива) без учета изменения полной температуры скорость потока на выходе сопла вследствие уменьшения молекулярного веса увеличивается не более чем на 3,5 % при вдуве H_2 и на 0,27 % при вдуве CH_4 для топлив на основе АР/НТРВ при 66, 75 и 80%-ном содержании АР. Вдув CO_2 и CO способствует снижению скорости на выходе из сопла при $\bar{F} = 7$ до 0,25 % для CO_2 и до 0,42 % для CO . Полученные расчетные данные коррелируют с основным принципом определения потерь при взаимодействии продуктов сгорания с продуктами ТЗП, основанным на предположении о потере 0,5 % удельного импульса на каждый 1 % газификации ТЗП. Подобное взаимодействие возможно определять численно в одномерной и осесимметричной постановках.

Определена возможная зависимость потерь коэффициента расхода вследствие изменения интегрального значения потери энергии в минимальном сечении сопла за счет взаимодействия более холодных продуктов газификации ТЗП в дозвуковом объеме утопленной части сопла. Корреляция определена при проведении серии проверочных расчетов при вдуве газа с переменной температурой.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Beckstead M.W., Derr R.L., Price C.F. A model of composite solid-propellant combustion based on multiple flames. *AIAA J.*, 1970, vol. 8, no. 12, pp. 2200–2207. DOI: <https://doi.org/10.2514/3.6087>
- [2] Cai W.D., Thakre P., Yang V. Model of AP/HTPB composite propellant combustion in rocket-motor environments. *Combust. Sc. Technol.*, 2008, vol. 180, no. 12, pp. 2143–2169. DOI: <https://doi.org/10.1080/00102200802414915>
- [3] Суржиков С.Т., Краер Х. Вычислительные модели горения неметаллизированного гетерогенного ракетного топлива. *ТВТ*, 2003, т. 41, № 1, с. 106–142. EDN: OOMQTT
- [4] Брюстер М.К., Муллен Дж.К. Скорость горения алюминизированных смесевых топлив с широким распределением частиц окислителя по размерам. *Физика горения и взрыва*, 2011, № 2, с. 81–92. EDN: NUCWON
- [5] Ермолин Н.Е. Модель кинетики химических реакций в пламенах хлорной кислоты с аммиаком. *Физика горения и взрыва*, 1995, № 5, с. 58–69. EDN: КТЕАВТ
- [6] Шайдуллин Р.А., Сабирзянов А.Н. Моделирование горения твердого топлива на основе перхлората аммония и полибутадиена в условиях гипотетического двигателя. *Тепловые процессы в технике*, 2023, № 6, с. 276–287. EDN: LQCOYE
- [7] Сабирзянов А.Н., Шайдуллин Р.А. Влияние некоторых факторов разложения теплозащитного материала на коэффициент расхода утопленного сопла. *Известия вузов. Авиационная техника*, 2023, № 3, с. 85–92. EDN: SJCEEZ
- [8] Соколовский М.И., Лузенин А.Ю. Конструкция ракетных двигателей твердого топлива. Ч. 1. Конструирование ракетных двигателей твердого топлива. Пермь, Изд-во ПНИПУ, 2019.
- [9] Грибанов В.М., Слободчиков С.С., Потапенко А.И. и др. Расчетно-экспериментальный метод определения энергозатрат на физико-химические превращения в полимерных материалах. *Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ*, 2012, т. 130, № 5, с. 51–57. EDN: QJGAPX
- [10] Фахрутнидов И.Х., Котельников А.В. Конструкция и проектирование ракетных двигателей твердого топлива. М., Машиностроение, 1987.
- [11] Шишков А.А., Панин С.Д., Румянцев Б.В. Рабочие процессы в ракетных двигателях твердого топлива. М., Машиностроение, 1989.

- [12] Алемасов В.Е., Дрегалин А.Ф., Крюков В.Г. и др. Математическое моделирование высокотемпературных процессов в энергосиловых установках. М., Наука, 1989.
- [13] Трусов Б.Г. Моделирование химических и фазовых равновесий при высоких температурах. М., Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1991.
- [14] Белов Г.В. Развитие средств термодинамического расчета характеристик ракетного двигателя с использованием языка программирования Julia. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана, Сер. Машиностроение*, 2021, № 4 (139), с. 80–93. EDN: MTOVER. DOI: <https://doi.org/10.18698/0236-3941-2021-4-80-93>
- [15] Алемасов В.Е., Дрегалин А.Ф., Черенков А.С. Основы теории физико-химических процессов в тепловых двигателях и энергетических установках. М., Химия, 2000.
- [16] Глушко В.П., ред. Термодинамические и теплофизические свойства продуктов сгорания. Т. 1. М., ВИНТИ АН СССР, 1971.
- [17] Соколовский М.И., Лузенин А.Ю. Конструкция ракетных двигателей твердого топлива. Ч. 2. Инженерные методы расчета ракетных двигателей твердого топлива. Пермь, Изд-во ПНИПУ, 2019.
- [18] Сполдинг Д.Б. Горение и массообмен. М., Машиностроение, 1985.
- [19] Gross M.-L. Two-dimensional modeling of AP/HTPB utilizing a vorticity formulation and one-dimensional modeling of AP and ADN formulation and one-dimensional modeling of AP and ADN. Provo, Brigham Young University, 2007.
- [20] Menter F.-R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA J.*, 1994, vol. 32, no. 8, pp. 1598–1605. DOI: <https://doi.org/10.2514/3.12149>
- [21] Милехин Ю.М., ред. Энергетика ракетных двигателей на твердом топливе. М., Наука, 2013.
- [22] Коротеев А.С., ред. Газодинамические и теплофизические процессы в ракетных двигателях твердого топлива. М., Машиностроение, 2004.
- [23] Тимнат И. Ракетные двигатели на химическом топливе. М., Мир, 1990.
- [24] Tanner M.-W. Multidimensional modeling of solid propellant burning rates and aluminum agglomeration and one-dimensional modeling of RDX/GAP and AP/HTPB. Provo, Brigham Young University, 2008.
- [25] Jeppson M.B., Beckstead M.-W., Jing O. A kinetic model for the premixed combustion of a fine AP/HTPB composite propellant. *36th Aerospace Sciences Meeting & Exhibit*, 1998, no. AIAA-98-0447. DOI: <https://doi.org/10.2514/6.1998-447>

Шайдуллин Руслан Айратович — аспирант, ассистент кафедры «Реактивные двигатели и энергетические установки» КНИТУ–КАИ (Российская Федерация, 420111, г. Казань, ул. Карла Маркса, д. 10).

Сабирзянов Андрей Наилевич — канд. техн. наук, доцент кафедры «Реактивные двигатели и энергетические установки» КНИТУ–КАИ (Российская Федерация, 420111, г. Казань, ул. Карла Маркса, д. 10).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Шайдуллин Р.А., Сабирзянов А.Н. Влияние вдува продуктов газификации теплозащитного покрытия утолщенной части сопла РДТТ на потери удельного импульса. *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Машиностроение*, 2025, № 1 (152), с. 59–82. EDN: TPIUHM

INFLUENCE OF INJECTING THE GASIFICATION PRODUCTS OF THE THERMAL PROTECTION COATING OF THE SRE NOZZLE RECESSED PART ON THE SPECIFIC IMPULSE LOSSES

R.A. Shaydullin

samsankimanki@bk.ru

A.N. Sabirzyanov

ansabirzyanov@kai.ru

KNRTU–KAI, Kazan, Russian Federation

Abstract

The paper analyzes the process of thermochemical interaction of the combustion and decomposition products of the thermal protection coatings based on the phenol-formaldehyde resin in the homogeneous approximation. The thermal protection coating decomposition products are injected from the nozzle subsonic section contour. The decomposition products amount is determined by solving the conjugate gas-dynamic flow problem taking into account the kinetic interaction mechanisms and heat fluxes according to the Bartz model. The paper compares results of combustion computation using kinetic mechanisms of the ammonium perchlorate and polybutadiene rubber combustion with a variable formulation and in the thermodynamic equilibrium. It provides boundary conditions for homogeneous approximation of the solid fuel combustion with a simplified representation of the heat balance between solid, liquid and gas phases. Estimates of chemical transformations in the nozzle expanding part are considered in the one-dimensional and axisymmetric approximations. Thermochemical losses along the supersonic section of the nozzle are demonstrated taking into account decomposition of the thermal protection coating. The paper presents specific impulse losses with the CH₄, CO, CO₂ and H₂ injection into the minimum cross-section in quantities of 0.01; 0.1 and 1 % of the gas inlet from the solid fuel surface without taking into account the stagnation temperature

Keywords

Combustion, ammonium perchlorate, polybutadiene rubber, simulation, decomposition, thermal protection coating, decomposition products injection, losses, chemical nonequilibrium, non-stationary ideal mixing reactor, flow reactor

alteration to the minimum cross-section. The nature of the solid propellant rocket motor thrust alteration is determined with a correction for losses due to injection of the decomposition products of the thermal protection coating from the nozzle subsonic surface. The relationship is determined between the flow rate coefficient and the energy loss in the boundary layer

Received 02.02.2024

Accepted 08.05.2024

© Author(s), 2025

REFERENCES

- [1] Beckstead M.W., Derr R.L., Price C.F. A model of composite solid-propellant combustion based on multiple flames. *AIAA J.*, 1970, vol. 8, no. 12, pp. 2200–2207. DOI: <https://doi.org/10.2514/3.6087>
- [2] Cai W.D., Thakre P., Yang V. Model of AP/HTPB composite propellant combustion in rocket-motor environments. *Combust. Sc. Technol.*, 2008, vol. 180, no. 12, pp. 2143–2169. DOI: <https://doi.org/10.1080/00102200802414915>
- [3] Surzhikov S.T., Kraer Kh. Computational models of combustion of nonmetallized heterogeneous propellant. *High Temp.*, 2003, vol. 41, no. 1, pp. 95–128. EDN: LIEUGF. DOI: <https://doi.org/10.1023/A:1022336923486>
- [4] Bryuster M.K., Mullen Dzh.K. Burning-rate behavior in aluminized wide-distribution AP composite propellants. *Combust. Explos. Shock Waves*, 2011, vol. 47, no. 2, pp. 200–208. DOI: <https://doi.org/10.1134/S0010508211020092>
- [5] Ermolin N.E. Model for chemical reaction kinetics in perchloric acid-ammonia flames. *Combust. Explos. Shock Waves*, 1995, vol. 31, no. 5, pp. 555–565. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF00743807>
- [6] Shaydullin R.A., Sabirzyanov A.N. Combustion modeling of solid propellant base on ammonium perchlorate and polybutadiene in a hypothetical rocket engine. *Teplovye protsessy v tekhnike* [Thermal Processes in Engineering], 2023, no. 6, pp. 276–287 (in Russ.). EDN: LQCOYE
- [7] Sabirzyanov A.N., Shaydullin R.A. The impact of some factors of thermal protection material degradation on the discharge coefficient of the recessed nozzle. *Russ. Aeronaut.*, 2023, vol. 66, no. 3, pp. 510–519. DOI: <https://doi.org/10.3103/S1068799823030121>
- [8] Sokolovskiy M.I., Luzenin A.Yu. Konstruktsiya raketnykh dvigateley tverdogo topliva. Ch. 1. Konstruirovaniye raketnykh dvigateley tverdogo topliva [Design of solid propellant rocket engines. Vol. 1. Design of solid propellant rocket engines]. Perm, PNIPU Publ., 2019.
- [9] Griбанov V.M., Slobodchikov S.S., Potapenko A.I., et al. Calculation experimental method for determining energy consumption for physical-chemical transformations in polymer materials. *Voprosy elektromekhaniki. Trudy VNIEM* [Electromechanical Matters. VNIEM Studies], 2012, vol. 130, no. 5, pp. 51–57 (in Russ.). EDN: QJGAPX
- [10] Fakhrutnidov I.Kh., Kotelnikov A.V. Konstruktsiya i proektirovaniye raketnykh dvigateley tverdogo topliva [Construction and design of solid propellant rocket engines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1987.

- [11] Shishkov A.A., Panin S.D., Rumyantsev B.V. *Rabochie protsessy v raketnykh dvigatelyakh tverdogo topliva* [Working processes in solid fuel rocket engines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 1989.
- [12] Alemasov V.E., Dregalin A.F., Kryukov V.G., et al. *Matematicheskoe modelirovanie vysokotemperaturnykh protsessov v energosilovykh ustanovkakh* [Mathematical modeling of high-temperature processes in power plants]. Moscow, Nauka Publ. 1989.
- [13] Trusov B.G. *Modelirovanie khimicheskikh i fazovykh ravnovesiy pri vysokikh temperaturakh* [Modelling of chemical and phase equilibria at high temperatures]. Moscow, BMSTU Publ., 1991.
- [14] Belov G.V. Development of tools for thermodynamic calculation of rocket engine characteristics using the Julia programming language. *Herald of the Bauman Moscow State Technical University. Series Mechanical Engineering*, 2021, no. 4 (139), pp. 80–93 (in Russ.). EDN: MTOVER. DOI: <https://doi.org/10.18698/0236-3941-2021-4-80-93>
- [15] Alemasov V.E., Dregalin A.F., Cherenkov A.S. *Osnovy teorii fiziko-khimicheskikh protsessov v teplovykh dvigatelyakh i energeticheskikh ustanovkakh* [Fundamentals of the theory of physico-chemical processes in thermal engines and power plants]. Moscow, Khimiya Publ., 2000.
- [16] Glushko V.P., ed. *Termodinamicheskie i teplofizicheskie svoystva produktov sgoraniya. T. 1* [Thermodynamic and thermophysical properties of combustion products. Vol. 1]. Moscow, VINITI AN SSSR Publ., 1971.
- [17] Sokolovskiy M.I., Luzenin A.Yu. *Konstruktsiya raketnykh dvigateley tverdogo topliva. Ch. 2. Inzhenernye metody rascheta raketnykh dvigateley tverdogo topliva* [Design of solid propellant rocket engines. P. 2. Engineering Methods of Calculation of Solid Propellant Rocket Engines]. Perm, PNIPU Publ., 2019.
- [18] Spalding D.B. *Combustion and mass transfer*. Oxford, Pergamon Press, 1979.
- [19] Gross M.-L. *Two-dimensional modeling of AP/HTPB utilizing a vorticity formulation and one-dimensional modeling of AP and ADN formulation and one-dimensional modeling of AP and ADN*. Provo, Brigham Young University, 2007.
- [20] Menter F.-R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA J.*, 1994, vol. 32, no. 8, pp. 1598–1605. DOI: <https://doi.org/10.2514/3.12149>
- [21] Milekhin Yu.M., ed. *Energetika raketnykh dvigateley na tverdom toplive* [Energetics of rocket engines on solid fuel]. Moscow, Nauka Publ., 2013.
- [22] Koroteev A.S., ed. *Gazodinamicheskie i teplofizicheskie protsessy v raketnykh dvigatelyakh tverdogo topliva* [Gas-dynamic and thermophysical processes in solid fuel rocket engines]. Moscow, Mashinostroenie Publ., 2004.
- [23] Timnat Y.M. *Advanced chemical rocket propulsion*. New York, Academic Press, 1987.
- [24] Tanner M.-W. *Multidimensional modeling of solid propellant burning rates and aluminum agglomeration and one-dimensional modeling of RDX/GAP and AP/HTPB*. Provo, Brigham Young University, 2008.

[25] Jeppson M.B., Beckstead M.-W., Jing O. A kinetic model for the premixed combustion of a fine AP/HTPB composite propellant. *36th Aerospace Sciences Meeting & Exhibit*, 1998, no. AIAA-98-0447. DOI: <https://doi.org/10.2514/6.1998-447>

Shaydullin R.A. — Post-Graduate Student, Assistant, Department of Jet Engines and Power Systems, KNRTU–KAI (Karla Marksa ul. 10, Kazan, 420111 Russian Federation).

Sabirzyanov A.N. — Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Professor, Department of Jet Engines and Power Systems, KNRTU–KAI (Karla Marksa ul. 10, Kazan, 420111 Russian Federation).

Please cite this article in English as:

Shaydullin R.A., Sabirzyanov A.N. Influence of injecting the gasification products of the thermal protection coating of the SRE nozzle recessed part on the specific impulse losses. *Herald of the Bauman Moscow State Technical University, Series Mechanical Engineering*, 2025, no. 1 (152), pp. 59–82 (in Russ.). EDN: TPIUHM