

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМНЫХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ ГЕНЕРАТОРА МЕЛКОДИСПЕРСНОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО РАСПЛАВА

© 2023

В. С. Егорычев

кандидат технических наук, доцент;
Самарский национальный исследовательский университет
имени академика С.П. Королёва;
egorychev_vs@mail.ru

А. И. Рязанов

старший преподаватель кафедры технологий производства двигателей;
Самарский национальный исследовательский университет
имени академика С.П. Королёва;
tr05@bk.ru

А. И. Хаймович

доктор технических наук, доцент, заведующий кафедрой технологий
производства двигателей;
Самарский национальный исследовательский университет
имени академика С.П. Королёва;
berill_samara@bk.ru

В процессе проектирования новых устройств для высокоскоростной металлизации возникает необходимость определения диапазонов устойчивой работы, поиска наивыгоднейших значений режимных и конструктивных параметров. В данной работе проведена оптимизация устройства для напыления легкоплавких металлических покрытий, базирующегося на принципе работы ракетной камеры. Выполнен анализ поверхности отклика целевой функции – производительности металлизатора, в результате которого определены оптимальные значения массового расхода топлива и коэффициента избытка окислителя. Обоснован выбор пропускных площадей дроссельных диафрагм горючего и окислителя, найдена величина минимального сечения проточной части металлизатора. Определена ожидаемая производительность проектируемого устройства.

Металлизатор; камера сгорания; газодинамический тракт; продукты сгорания; расплав металла; производительность; математическая модель; целевая функция; варьируемые параметры; оптимизация; дроссельная диафрагма; минимальное сечение камеры

Цитирование: Егорычев В.С., Рязанов А.И., Хаймович А.И. Оптимизация режимных и конструктивных параметров генератора мелкодисперсного металлического расплава // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2023. Т. 22, № 1. С. 63-74. DOI: 10.18287/2541-7533-2023-22-1-63-74

Введение

Ракетные двигатели являются одним из наиболее эффективных и высокотехнологичных источников энергии нашего времени. В камере двигателя достигается чрезвычайно высокая концентрация энергии на единицу массы рабочего тела. Поток продуктов сгорания способен эффективно расплавлять помещенные в него металлы, разгонять образующиеся жидкие частицы и транспортировать их до подвергаемых напылению поверхностей. На этом принципе основано множество разработанных в различных странах устройств для нанесения металлических покрытий методом газотермического напыления [1 – 3].

В Самарском университете сконструирован подобный металлизатор [4]. По массогабаритным характеристикам он сопоставим с ракетными двигателями малой тяги (РДМТ). Подача горючего и окислителя, образование топливной смеси и организация ее горения осуществляется с применением конструктивных решений, заимствованных из РДМТ.

Компоненты топлива – воздух и пропан проходят через дроссельные диафрагмы (рис. 1) и поступают на двухкомпонентную струйную форсунку. Она подает топливную

смесь в кольцевой коллектор. В нём смесь приобретает тангенциальную закрутку и по однокомпонентным форсункам поступает в радиальную камеру. В камере происходит процесс горения топливной смеси с образованием высокотемпературных продуктов сгорания.

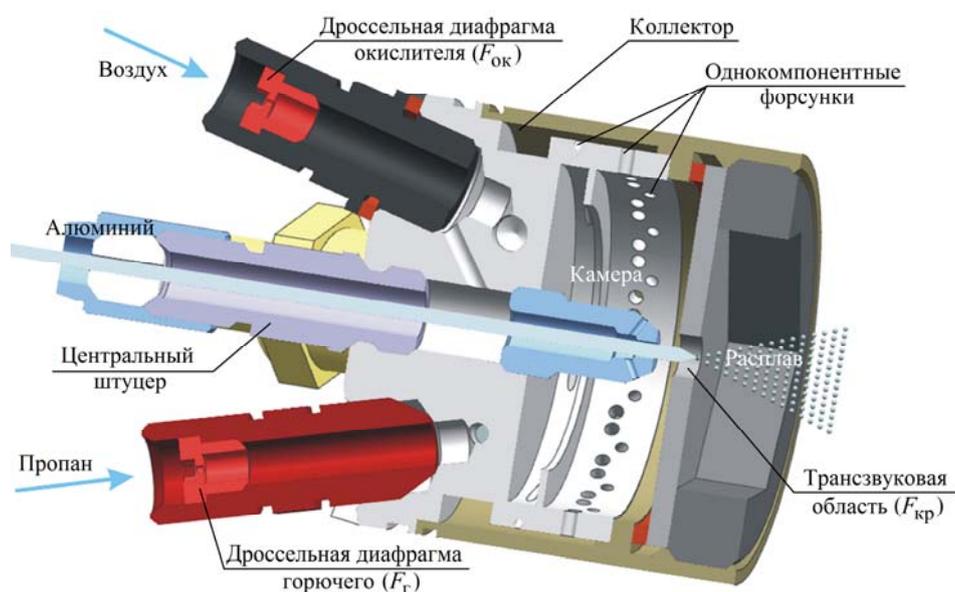


Рис. 1. 3D-модель сборки металлизатора

Материал будущего покрытия (проволока) подается в камеру вдоль её оси через центральный штуцер (рис. 1). Подходя к транзвуковой области, проволока нагревается, плавится и распыляется в виде частиц расплава. Здесь поток продуктов сгорания достигает скорости звука, что позволяет организовать движение частиц с большим ускорением [5]. Находясь в струе продуктов сгорания, материал сохраняет высокую скорость и температуру. Благодаря этому, а также подогреву подложки потоком, можно рассчитывать на высокоэнергетичное взаимодействие частиц при их осаждении на поверхность.

Постановка задачи

Сконструированный в Самарском университете металлизатор предназначен для нанесения антикоррозионных покрытий из легкоплавких металлов в полевых условиях. В тех случаях, когда требуется мобильная установка, работающая на доступном топливе. Объектами для обработки могут служить крупногабаритные металлоконструкции: опоры линий электропередач, выхлопные шахты и дымовые трубы газоперекачивающих агрегатов, морские суда. В качестве материала покрытия берутся алюминиевые сплавы с высокой коррозионной стойкостью: АМг, АМц, АД1-М и др.

Принимая во внимание большие площади подвергаемых антикоррозионной защите поверхностей, производительность процесса нанесения покрытий будет иметь первостепенное значение. Необходимо выбрать такие режимные и конструктивные параметры проточной части металлизатора, которые обеспечат максимальную производительность образования алюминиевого расплава при условии достижения приемлемого уровня качества покрытия.

Качество антикоррозионного покрытия определяется множеством характеристик, главные из которых: адгезия, когезия и пористость. На перечисленные характеристики

оказывают влияние дисперсность частиц расплава и условия их взаимодействия между собой и подложкой: скорость, температура, фазовое состояние частиц, угол их осаждения на подложку, шероховатость и температура поверхности подложки. Физические процессы движения тысяч полидисперсных частиц в трансзвуковой струе продуктов сгорания и их осаждение на обрабатываемую поверхность трудно поддаются математическому моделированию [6]. Удовлетворительная адекватность таких математических моделей достигается только после ряда уточнений при сопоставлении с результатами эксперимента [7]. Поэтому на этапе проектирования нового устройства для металлизации крайне затруднительно прогнозировать характеристики, а значит и качество будущего покрытия. В первом приближении производительность устройства может быть оценена как величина, равная массовому расходу проволоки $\dot{m}_{пр}$, подаваемому в камеру металлизатора и полностью расплавляемому в ней. Примем $\dot{m}_{пр}$ в качестве целевой функции для оптимизации разрабатываемого устройства.

Количество ежесекундно образующегося расплава материала будущего покрытия ограничено энергетическими возможностями металлизатора. Для каждого режима работы устройства с определённой геометрией проточной части будет существовать некоторый предельный расход проволоки, а значит некоторая предельная скорость её подачи в камеру. Для определения этой скорости воспользуемся математической моделью нагрева и плавления стержня, подаваемого в ракетную камеру [8]. При задании режимных параметров работы металлизатора, теплофизических свойств продуктов сгорания, свойств материала проволоки и некоторых геометрических размеров устройства составляется система дифференциальных уравнений в частных производных второго порядка, которая решается методом конечных объёмов. В результате решения получается распределение температур по сечению проволоки и установившаяся граница плавления металла (рис. 2). Математическая модель реализована в авторской программе для ПК «Плавка» [8]. Предполагается, что частицы расплава практически мгновенно будут отрываться от ещё твёрдого материала проволоки высокоскоростным потоком продуктов сгорания.

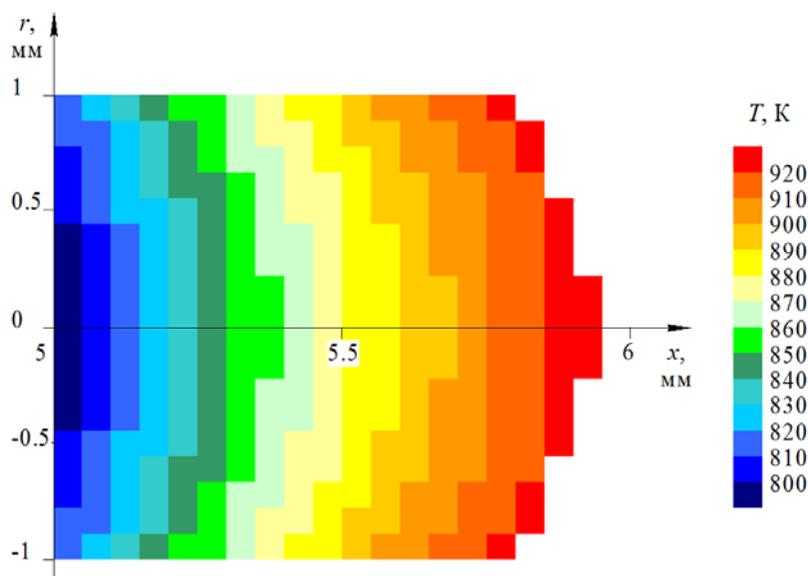


Рис. 2. Расчётное распределение температур T в теле равномерно движущейся проволоки и квазистационарная граница фазового перехода (материал – АМц; коэффициент избытка окислителя $\alpha_{ок} = 1$; массовый расход топлива $\dot{m}_r = 10$ г/с; скорость подачи проволоки $V_{пр} = 64$ мм/с)

Тестирование математической модели образования расплава выявило зависимость положения вершины поверхности фазового перехода $F_{\text{фаз.пер}}$ по оси проволоки от скорости её подачи (рис. 3). Чем выше скорость, тем ниже по потоку сдвигается область плавления. При этом увеличивается площадь боковой поверхности ($F_{\text{бок.пов}}$) стержня проволоки, контактирующая с продуктами сгорания. Интенсифицируется теплопередача в материал, что приводит к расплавлению большего объема алюминия в единицу времени (рис. 3).

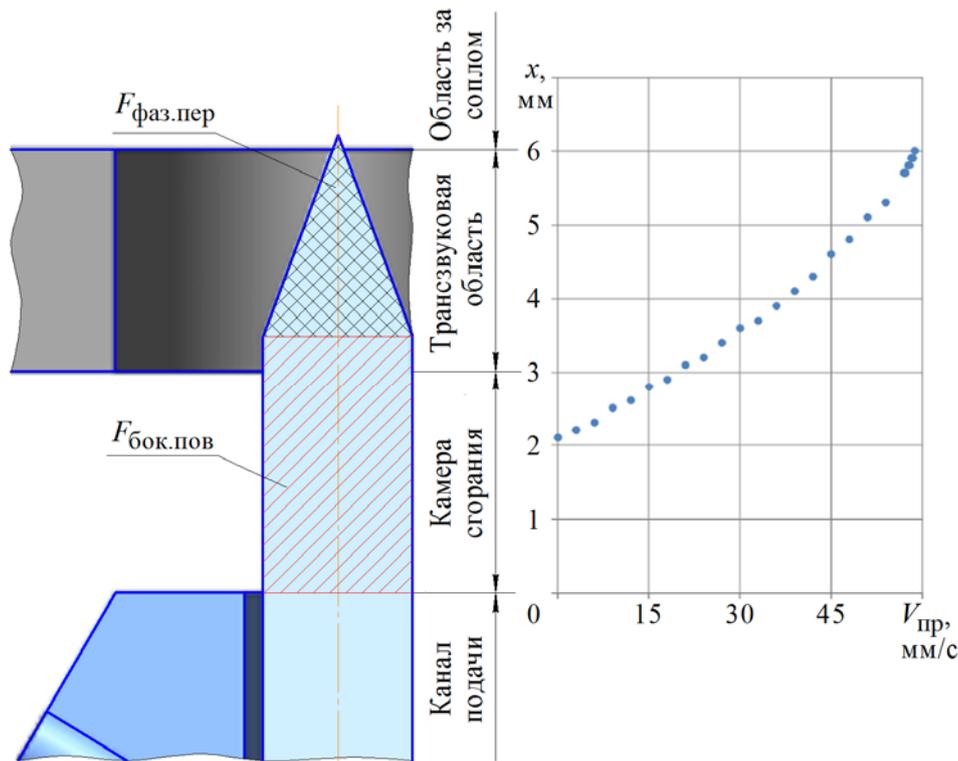


Рис. 3. Положение вершины поверхности фазового перехода x при различных скоростях подачи проволоки $V_{\text{пр}}$

Определение граничных условий

Как показывает опыт проектирования и испытаний жидкостных ракетных двигателей, тепловой поток от продуктов сгорания к стенкам камеры многократно увеличивается при прохождении её критического сечения и сразу резко падает в начале сопла [9; 10]. Можно предположить, что если проволока не успеет расплавиться до поступления в сопло, то энергетики теплового потока от продуктов сгорания уже не хватит для совершения в ней фазового перехода. Поэтому введём ограничение: граница плавления материала не должна выходить за пределы трансзвуковой области. Предельному положению границы фазового перехода будет соответствовать предельная скорость подачи материала покрытия, которую будем вычислять, используя программу «Плавка» [8].

На массовый расход проволоки (производительность образования расплава) $\dot{m}_{\text{пр}}$ определяющее влияние будут оказывать основные параметры рабочего процесса металлурга: массовое стехиометрическое соотношение компонентов топлива $K_{\text{м ст}}$, коэффициент избытка окислителя $\alpha_{\text{ок}}$ и массовый расход топлива $\dot{m}_{\text{т}}$. $K_{\text{м ст}}$ определяется выбором топлива и для компонентов воздух – пропан равно 15,7.

Как правило, для углеводородных топлив максимальная температура горения достигается при коэффициенте избытка окислителя, близком к единице. Повышая температуру продуктов сгорания, мы повышаем разность температур ΔT между ними и проволокой, а значит и величину теплового потока q в металл, определяемого по закону Ньютона – Рихмана [11]: $q = \alpha F \Delta T$, где α – коэффициент теплоотдачи; F – площадь теплообмена. Пределы, в которых возможно воспламенение газовой пропановоздушной смеси: $\alpha_{\text{ок}} = 0,4 \dots 1,86$ [12]. Для проведения исследования влияния коэффициента избытка окислителя на производительность ограничимся диапазоном $\alpha_{\text{ок}} = 0,7 \dots 1,5$.

Границы диапазона варьирования \dot{m}_T установим достаточно условно: $\dot{m}_T = 4 \dots 15$ г/с. На нагрев и плавление проволоки передаётся часть энергии продуктов сгорания. Увеличив количество химически реагирующего в единицу времени топлива (\dot{m}_T), можно повысить количество энергии, поступающей в материал проволоки. Вместе с расходом топлива возрастает давление в камере P_k . При достаточно высоком P_k в критическом сечении камеры металлизатора реализуются условия для трансзвукового течения потока. Исключается выход фронта пламени за пределы камеры, максимизируется скорость транспортирующей расплав струи. Материал покрытия к моменту удара о подложку обладает большим запасом кинетической энергии, которая переходит в тепловую и обеспечивает лучшее сваривание частиц алюминия между собой и с обрабатываемой поверхностью [13]. Целесообразно в качестве минимально допустимого давления в камере принять то P_k , при котором обеспечивается трансзвуковое истечение потока продуктов сгорания из камеры:

$$P_{\text{кmin}} = \frac{P_{\text{н}}}{\left(\frac{2}{n_{\text{ис}} + 1} \right)^{\frac{n_{\text{ис}}}{n_{\text{ис}} - 1}}},$$

где $n_{\text{ис}}$ – средний показатель изоэнтروпийного расширения продуктов сгорания; $P_{\text{н}}$ – нормальное атмосферное давление.

Зная результаты термодинамического расчёта продуктов сгорания $n_{\text{ис}} = f(\alpha_{\text{ок}}, P_k)$, можно вычислить минимально допустимое давление в камере для наименее благоприятного случая при максимальном $n_{\text{ис}}$: $P_{\text{кmin}} = 0,1836$ МПа.

Максимальное давление $P_{\text{кmax}}$ ограничивается возможностями системы подачи горючего. Пропан хранится в жидком агрегатном состоянии в ёмкостях под давлением до 1,6 МПа, которое многократно понижается редукторами, устанавливаемыми на баллонах. Применяя редуктор БКО-25МГ, можно обеспечить давление пропана до 0,8 МПа. Далее по системе подачи горючего газ поступает на дроссельную диафрагму с пропускной площадью F_r (см. рис. 1). Необходимо обеспечить на ней критический перепад давлений и, таким образом, изолировать внутрикамерные процессы от колебаний входного давления $P_{\text{вхmax}}^r$ в магистрали подачи. С учётом данного условия найдём $P_{\text{кmax}}$ по формуле:

$$P_{\text{кmax}} = P_{\text{вхmax}}^{\Gamma} \left(\frac{2}{\kappa_{\Gamma} + 1} \right)^{\frac{\kappa_{\Gamma}}{\kappa_{\Gamma} - 1}} = 0,4615 \text{ МПа},$$

где κ_{Γ} – показатель адиабаты горючего.

Для давления в камере металлизатора установим следующее ограничение: $0,1836 \text{ МПа} \leq P_{\text{к}} \leq 0,4615 \text{ МПа}$.

Важным геометрическим параметром камеры РДМТ является площадь минимального сечения проточной части $F_{\text{м}}$. Определимся с её величиной для нашего устройства.

Запуск металлизатора и его выход на заданный режим предполагается осуществлять без подачи материала покрытия, при некотором давлении в камере $P_{\text{к}}$. После начала подачи проволоки приближается к минимальному сечению камеры и частично перекрывает его (рис. 4). Массовые расходы компонентов топлива при этом не изменяются. Следовательно остаётся постоянным и расход продуктов сгорания.

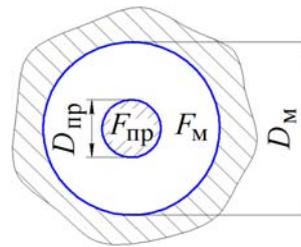


Рис. 4. Поперечное сечение трансзвуковой области

В результате частичного перекрытия минимального сечения в процессе подачи проволоки должно возрасти давление в камере $P_{\text{к пр}}$ на величину $\Delta P_{\text{к пр}}$. Подобный скачок давления нежелателен по следующим причинам. Во-первых, существует опасность превысить максимальное $P_{\text{кmax}}$ и потребуются снова выходить на рабочий режим. Во-вторых, на величину $\Delta P_{\text{к пр}}$ сокращается диапазон рабочих давлений от $P_{\text{кmin}}$ до $(P_{\text{кmax}} - \Delta P_{\text{к пр}})$. Установим предельную величину $\Delta P_{\text{к пр}}$ равную 12% от $P_{\text{кmax}}$. Тогда максимальное давление в камере без подачи проволоки составит $P_{\text{кmax}} - \Delta P_{\text{к пр}} = P_{\text{кmax}} - 0,12P_{\text{кmax}} = 0,4061 \text{ МПа}$.

Вычислим, какая при этом должна быть площадь минимального сечения камеры $F_{\text{м}}$. Она приближённо равна площади критического сечения $F_{\text{кр}}$. Давление в камере $P_{\text{к}}$ и площадь $F_{\text{кр}}$ связаны через расходный комплекс [14] $\beta_{\text{т}} = \frac{F_{\text{кр}} \cdot P_{\text{к}}}{\dot{m}_{\text{т}}}$. Расход топлива до и во время подачи проволоки сохранится постоянным $\dot{m}_{\text{т}} = \text{const}$. Расходный комплекс может быть получен по результатам термодинамического расчёта продуктов сгорания $\beta_{\text{т}} = f(\alpha_{\text{ок}}, P_{\text{к}})$. Он слабо зависит от давления в камере и максимален при $\alpha_{\text{ок}} = 1$. Примем $\beta_{\text{т}} = \text{const}$.

Таким образом, изменение давления обратно пропорционально изменению площади критического сечения:

$$\frac{P_{\text{кmax}}}{P_{\text{кmax}} - \Delta P_{\text{к пр}}} = \frac{F_{\text{кр}}}{F_{\text{кр}} - F_{\text{пр}}},$$

где $F_{\text{пр}} = 3,14 \text{ мм}^2$ – площадь поперечного сечения проволоки.

Выразим площадь критического сечения:

$$F_{кр} = \frac{P_{к\max}}{P_{к\max} - (P_{к\max} - \Delta P_{кр})} F_{пр} = 26,18 \text{ мм}^2.$$

Зная, что $F_m \approx F_{кр}$, найдём диаметр минимального сечения: $d_{кр} \approx 6 \text{ мм}$.

Решение задачи оптимизации

Выберем значения режимных и конструктивных параметров газодинамического тракта металлатора, обеспечивающие максимальную производительность образования алюминиевого расплава. Для этого используем программу многокритериальной оптимизации IOSO [15], часто применяемую для решения задач авиационного [16] и ракетного двигателестроения [17]. Программа анализирует результаты расчёта по математической модели, проверяет условие достижения оптимума и задаёт новые значения варьируемых параметров (рис. 5).

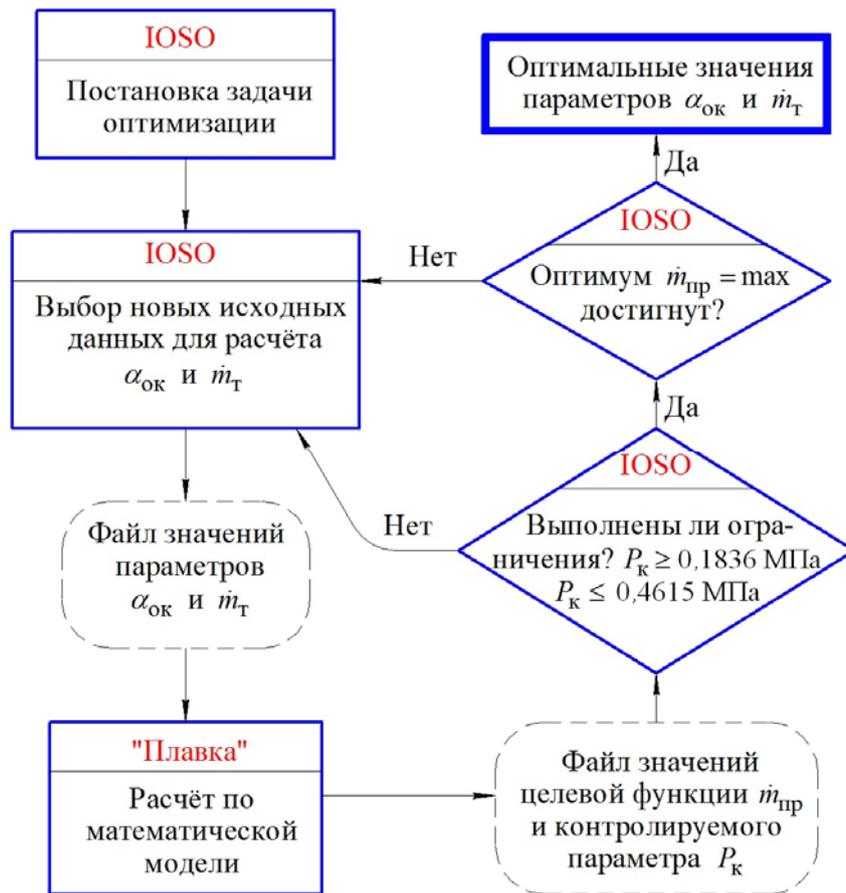


Рис. 5. Алгоритм поиска оптимального режима работы металлатора

Сформулируем задачу оптимизации.

Целевая функция – расход проволоки $\dot{m}_{пр} = \max$.

Параметры и диапазоны их варьирования: $\alpha_{ок} = 0,7 \dots 1,5$; $\dot{m}_т = 4 \dots 15 \text{ г/с}$.

Ограничения: $P_к \geq 0,1836 \text{ МПа}$; $P_к \leq 0,4615 \text{ МПа}$.

В процессе решения было проведено 106 циклов расчёта по математической модели нагрева и плавления проволоки «Плавка». Оптимальное значение целевой функции найдено при коэффициенте избытка окислителя $\alpha_{\text{ок опт}} = 0,956$ и расходе топлива $\dot{m}_{\text{т опт}} = 9,33$ г/с. Давление в камере достигло максимальной границы и составило $P_{\text{к}} = 0,4615$ МПа. Значение целевой функции составило $\dot{m}_{\text{пр опт}} \approx 0,518$ г/с.

На рис. 6 представлена поверхность отклика целевой функции. Поверхность имеет ярко выраженный гребень, соответствующий значениям коэффициента избытка окислителя близким к единице. Рост функции ограничен максимальным пределом диапазона варьирования массового расхода топлива $\dot{m}_{\text{т}}$.

В нижней части рис. 6 отмечена граница и область давлений меньше минимально допустимого $P_{\text{к}} < P_{\text{к min}}$. Выше этой границы обеспечивается трансзвуковое истечение продуктов сгорания из камеры. В верхней части рисунка располагается область давлений, превышающих максимально допустимое $P_{\text{к}} > P_{\text{к max}}$. На её границе находится оптимальное значение целевой функции ($\alpha_{\text{ок опт}} = 0,956$; $\dot{m}_{\text{т опт}} = 9,33$ г/с).

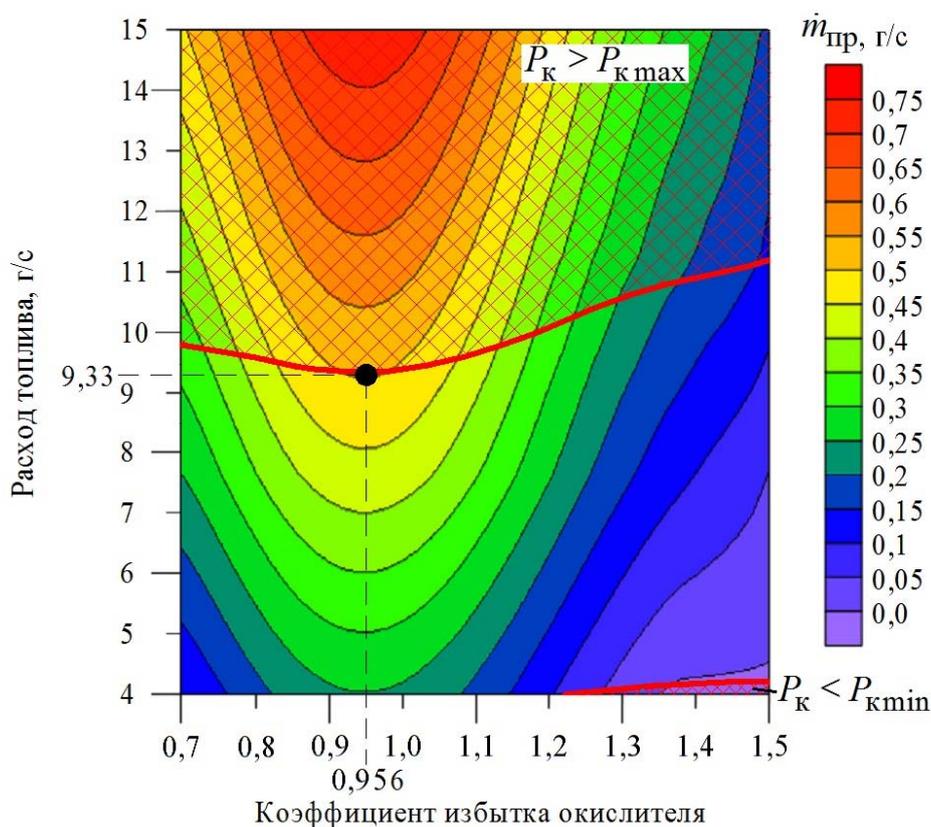


Рис. 6. Поверхность отклика целевой функции $\dot{m}_{\text{пр}} = f(\alpha_{\text{ок}}, \dot{m}_{\text{т}})$

Определим пропускные площади дроссельных диафрагм (см. рис. 1) горючего $F_{\text{г}}$ и окислителя $F_{\text{ок}}$, при которых обеспечиваются достаточные перепады давлений для существования трансзвукового течения между камерой $P_{\text{к}}$ и системами подачи компонентов $P_{\text{вх}}^{\text{г}}$, $P_{\text{вх}}^{\text{ок}}$. Необходимые минимальные величины перепадов вычислим из формулы соотношения давлений:

$$\frac{P_{\text{вх}}}{P_{\text{к}}} = \frac{1}{\left(\frac{2}{\kappa + 1}\right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}}}.$$

В качестве показателя аддиабаты κ подставим $\kappa_{\text{г}}$ для горючего и $\kappa_{\text{ок}}$ для окислителя:

$$\frac{1}{\left(\frac{2}{\kappa_{\text{г}} + 1}\right)^{\frac{\kappa_{\text{г}}}{\kappa_{\text{г}} - 1}}} = 1,734; \quad \frac{1}{\left(\frac{2}{\kappa_{\text{ок}} + 1}\right)^{\frac{\kappa_{\text{ок}}}{\kappa_{\text{ок}} - 1}}} = 1,893.$$

Такие перепады с некоторым запасом в большую сторону обеспечиваются при следующих площадях дроссельных диафрагм: $F_{\text{г}} = 0,3 \text{ мм}^2$ и $F_{\text{ок}} = 4,5 \text{ мм}^2$. Это соответствует диаметрам $d_{\text{г}} = 0,62 \text{ мм}$ и $d_{\text{ок}} = 2,4 \text{ мм}$. Отверстия таких размеров могут быть получены механической обработкой – сверлением с помощью стандартного режущего инструмента.

Заключение

В результате выполненной работы оптимизированы режимные и конструктивные параметры газодинамического тракта металлизатора. Использовалась программа многокритериальной оптимизации IOSO [15]. В качестве целевой функции выбрана производительность процесса напыления, приближённо равная массовому расходу материала покрытия $\dot{m}_{\text{пр}}$. Выявлены режимные параметры, оказывающие наибольшее влияние на процесс образования расплава: коэффициент избытка окислителя $\alpha_{\text{ок}}$ и расход топлива $\dot{m}_{\text{т}}$. Для них были установлены диапазоны варьирования при оптимизации. Давление в камере $P_{\text{к}}$ ограничивалось как с большей, так и с меньшей стороны. Оптимальные значения варьируемых режимных параметров составили $\alpha_{\text{ок опт}} = 0,956$, $\dot{m}_{\text{т опт}} = 9,33 \text{ г/с}$. Проанализирована поверхность отклика целевой функции (рис. 6). Дальнейший рост расхода топлива приводит к превышению максимального давления в камере. Изменения коэффициента окислителя относительно оптимальной величины вызывают падение производительности процесса напыления. Благодаря определению оптимальных значений параметров режима в дальнейшем могут быть спроектированы системы хранения и подачи компонентов топлива и материала покрытия. Рассчитана ожидаемая производительность металлизатора – до 2 кг защитного покрытия в час. При стандартной толщине антикоррозионного покрытия 100 мкм за час будет защищена поверхность площадью до 7,5 м².

Найдены значения конструктивных параметров металлизатора. Выбран важнейший геометрический параметр камеры – площадь минимального сечения тракта (см. рис. 4). Ей соответствует диаметр, равный 6 мм. Определены пропускные площади дроссельных диафрагм, обеспечивающие трансзвуковое течение компонентов топлива на входе в камеру металлизатора (см. рис. 1).

Найденный оптимальный режим работы металлизатора и выбранные геометрические параметры газодинамического тракта позволяют завершить стадию проектирования устройства и перейти к изготовлению опытного образца.

Библиографический список

1. Tabbara H., Gu S. Modelling of impingement phenomena for molten metallic droplets with low to high velocities // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2012. V. 55, Iss. 7-8. P. 2081-2086. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.12.010
2. Барвинок В.А., Богданович В.И. Физическое и математическое моделирование процесса плазмохимического гетерогенного синтеза покрытий из плазменных потоков // *Журнал технической физики*. 2008. Т. 78, № 1. С. 68-73.
3. Kitamura J., Tosaki T., Mizuno H. Dense MoB/CoCr coatings to apply to pot-roll of galvanizing lines in steel industries // *Proceedings of the International Thermal Spray Conference* (May, 13-15, 2013, Gifu, Japan). P. 57-62.
4. Рязанов А.И., Егорычев В.С. Особенности смесеобразования и воспламенения топливной смеси в камере металлатора // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2018. № 2. С. 131-136.
5. Зуев Ю.В., Лепешинский И.А., Гузенко А.А. Влияние инерционности частиц на кинематические характеристики двухфазной струи // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2015. № 2. С. 70-74.
6. Зарипов Т.Ш., Гильфанов А.К. Комбинированный метод расчёта траекторий взвешенных частиц // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2016. № 4. С. 88-92.
7. Lemiale V., King P.C., Rudman M., Prakash M., Cleary P.W., Jahedi M.Z., Gulizia S. Temperature and strain rate effects in cold spray investigated by smoothed particle hydrodynamics // *Surface and Coatings Technology*. 2014. V. 254. P. 121-130. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2014.05.071
8. Ryazanov A.I. Mathematical model and numerical solution of the process of heating and melting of a traveling cylinder fed into a rocket chamber // *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences*. 2014. V. 9, Iss. 10. P. 1859-1865.
9. Основы теории и расчёта жидкостных ракетных двигателей / под ред. В.М. Кудрявцева. Т. 2. М.: Высшая школа, 1993. 368 с.
10. Кузьмин В.А., Маратканова Е.И., Заграй И.А., Рукавишников Р.В. Моделирование теплового излучения гетерогенных продуктов сгорания в камере сгорания модельного двигателя // *Известия высших учебных заведений. Авиационная техника*. 2016. № 1. С. 92-97.
11. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.
12. Первышин А.Н. Основы проектирования генераторов сверхзвуковых струй продуктов сгорания газообразных топлив и их технологическое использование. Дис. ... д-ра техн. наук. Самара, 2004. 234 с.
13. Барвинок В.А., Богданович В.И. Физическое и математическое моделирование процесса формирования мезоструктурно-упорядоченных плазменных покрытий // *Журнал технической физики*. 2012. Т. 82, № 2. С. 105-112.
14. Егорычев В.С. Теория, расчёт и проектирование ракетных двигателей: электрон. учеб. пособие. Самара: СГАУ, 2011. <https://repo.ssau.ru/handle/Uchebnye-posobiya/Teoriya-raschet-i-proektirovanie-raketnyh-dvigateli-Elektronnyi-resurs-elektron-ucheb-posobie-54624>
15. Egorov I.N., Kretinin G.V., Leshchenko I.A. Robust design optimization strategy of IOSO technology // *Proceedings of the Fifth World Congress on Computational Mechanics* (July, 7-12, 2002, Vienna, Austria).
16. Nekhoroshev M., Orlov M., Ryazanov A. Using a parametric 3D assembly of a GTE combustion chamber to quickly generate its computed sector // *MATEC Web of Conferences*. 2018. V. 224. DOI: 10.1051/mateconf/201822404010

17. Zubanov V., Volkov A., Matveev V., Popov G., Baturin O. Optimization of fuel two-stage screw centrifugal pump of rocket powerful turbopump unit // Proceedings of the ASME Turbo Expo (June, 11-15, 2018, Oslo, Norway) V. 2B-2018. DOI: 10.1115/GT2018-76400

OPTIMIZATION OF OPERATION MODE AND DESIGN PARAMETERS OF A FINELY-DISPERSED METALLIC LIQUID-ALLOY GENERATOR

© 2023

V. S. Egorychev

Candidate of Science (Engineering), Associate Professor;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
egorychev_vs@mail.ru

A. I. Ryazanov

Senior Lecturer of the Department of Engine Production Technology;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
tr05@bk.ru

A. I. Khaimovich

Associate Professor, Doctor of Science (Engineering),
Head of the Department of Engine Production Technology;
Samara National Research University, Samara, Russian Federation;
berill_samara@bk.ru

During the process of designing new devices for the high-speed metallization process, there appears the necessity to define the stable operation range and search for the optimum values of the operation mode and design parameters. This paper describes a process of optimization of a device made for depositing low-melting metal coatings, based on the rocket chamber operation principle. The paper presents an analysis of the objective function surface response – metallizer operation performance. On the basis of this analysis the optimal values of fuel mass flow rate and excess oxidant ratio were determined. The choice of fuel and oxidizer throttling orifice cross-section areas was substantiated, the value of the throat cross-section for the metallizer flow-path was found. The expected performance of the designed device was also determined.

Metallizer; combustion chamber; gas-dynamic flow-path; combustion products; liquid alloy; operation performance; mathematical model; objective function; variable parameters; optimization; throttling orifice; chamber throat

Citation: Egorychev V.S., Ryazanov A.I., Khaimovich A.I. Optimization of operation mode and design parameters of a finely-dispersed metallic liquid-alloy generator. *Vestnik of Samara University. Aerospace and Mechanical Engineering*. 2023. V. 22, no. 1. P. 63-74. DOI: 10.18287/2541-7533-2023-22-1-63-74

References

1. Tabbara H., Gu S. Modelling of impingement phenomena for molten metallic droplets with low to high velocities. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2012. V. 55, Iss. 7-8. P. 2081-2086. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2011.12.010
2. Barvinok V.A., Bogdanovich V.I. Physical and mathematical simulation of plasma-chemical heterogeneous synthesis from plasma fluxes. *Technical Physics*. 2008. V. 53, Iss. 1. P. 64-68. DOI: 10.1134/s106378420801012x
3. Kitamura J., Tosaki T., Mizuno H. Dense MoB/CoCr coatings to apply to pot-roll of galvanizing lines in steel industries. *Proceedings of the International Thermal Spray Conference (May, 13-15, 2013, Gifu, Japan)*. P. 57-62.
4. Ryazanov A.I., Egorychev V.S. Peculiarities of mixture formation and ignition of the fuel mixture in the metal sprayer chamber. *Russian Aeronautics*. 2018. V. 61, Iss. 2. P. 287-292. DOI: 10.3103/S1068799818020198

5. Zuev Y.V., Lepeshinskii I.A., Guzenko A.A. Influence of particle inertance on motion characteristics of a two-phase jet. *Russian Aeronautics*. 2015. V. 58, Iss. 2. P. 210-214. DOI: 10.3103/S1068799815020129
6. Zaripov T.S., Gil'fanov A.K. A combined method for calculating the trajectories of suspended particles. *Russian Aeronautics*. 2016. V. 59, Iss. 4. P. 536-542. DOI: 10.3103/S1068799816040152
7. Lemiale V., King P.C., Rudman M., Prakash M., Cleary P.W., Jahedi M.Z., Gulizia S. Temperature and strain rate effects in cold spray investigated by smoothed particle hydrodynamics. *Surface and Coatings Technology*. 2014. V. 254. P. 121-130. DOI: 10.1016/j.surfcoat.2014.05.071
8. Ryazanov A.I. Mathematical model and numerical solution of the process of heating and melting of a traveling cylinder fed into a rocket chamber. *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences*. 2014. V. 9, Iss. 10. P. 1859-1865.
9. *Osnovy teorii i rascheta zhidkostnykh raketnykh dvigateley / pod red. V.M. Kudryavtseva* [Fundamentals of theory and calculation of liquid-propellant rocket engines / ed. by V.M. Kudryavtsev]. V. 2. Moscow: Vysshaya Shkola Publ., 1993. 368 p.
10. Kuz'min V.A., Maratkanova E.I., Zagrai I.A., Rukavishnikova R.V. Simulation of thermal radiation emitted by heterogeneous combustion products in the combustion chamber of a model engine. *Russian Aeronautics*. 2016. V. 59, Iss. 1. P. 100-106. DOI: 10.3103/S1068799816010165
11. Mikheev M.A., Mikheeva I.M. *Osnovy teploperedachi* [Principles of heat transfer]. Moscow: Energiya Publ., 1977. 344 p.
12. Pervyshin A.N. *Osnovy proektirovaniya generatorov sverkhzvukovykh struy produktov sgoraniya gazoobraznykh topliv i ikh tekhnologicheskoe ispol'zovanie. Dis. ... doktora tekhn. nauk* [Fundamentals of designing generators of gaseous propellant combustion products supersonic jets and their technological application]. Samara, 2004. 234 p.
13. Barvinok V.A., Bogdanovich V.I. Physical and mathematical simulation of the formation of mesostructure-ordered plasma coatings. *Technical Physics*. 2012. V. 57, Iss. 2. P. 262-269. DOI: 10.1134/S1063784212020053
14. Egorychev V.S. *Teoriya, raschet i proektirovanie raketnykh dvigateley: elektron. ucheb. posobie* [Theory, calculation and design of rocket engines]. Samara: Samara State Aerospace University Publ., 2011. Available at: <https://repo.ssau.ru/handle/Uchebnye-posobiya/Teoriya-raschet-i-proektirovanie-raketnykh-dvigateli-Elektronnyi-resurs-elektron-ucheb-posobie-54624>
15. Egorov I.N., Kretinin G.V., Leshchenko I.A. Robust design optimization strategy of IOSO technology. *Proceedings of the Fifth World Congress on Computational Mechanics (July, 7-12, 2002, Vienna, Austria)*.
16. Nekhoroshev M., Orlov M., Ryazanov A. Using a parametric 3D assembly of a GTE combustion chamber to quickly generate its computed sector. *MATEC Web of Conferences*. 2018. V. 224. DOI: 10.1051/mateconf/201822404010
17. Zubanov V., Volkov A., Matveev V., Popov G., Baturin O. Optimization of fuel two-stage screw centrifugal pump of rocket powerful turbopump unit. *Proceedings of the ASME Turbo Expo (June, 11-15, 2018, Oslo, Norway)*. V. 2B-2018. DOI: 10.1115/GT2018-76400