

У роботі представлений теоретичний аналіз впливу на коефіцієнт гідравлічного опору сітчастих роздільників фаз, рівня нестационарності рідинного потоку, що протікає через них. За допомогою отриманої залежності проведена оцінка впливу нестационарності витрати палива з баку на перепад тиску на сітчастому розділювачі фаз в системі подачі палива космічного літального апарату

Ключові слова: космічний апарат, паливний бак, сітчасті розділювачі, гідравлічний опір, ракетний двигун

В работе представлен теоретический анализ влияния на коэффициент гидравлического сопротивления сетчатых разделителей фаз уровня нестационарности жидкостного потока, протекающего через них. С помощью полученной зависимости проведена оценка влияния нестационарности расхода топлива из бака на перепад давлений на сетчатом разделителе фаз в системе подачи топлива космического летательного аппарата

Ключевые слова: космический аппарат, топливный бак, сетчатые разделители, гидравлическое сопротивление, ракетный двигатель

ГИДРАВЛИЧЕСКОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ СЕТЧАТЫХ РАЗДЕЛИТЕЛЕЙ ФАЗ В НЕСТАЦИОНАРНОМ ПОТОКЕ ЖИДКОСТИ

А. В. Давыдова

Кандидат технических наук,
старший преподаватель

Кафедра проектирования и конструкций

Днепропетровский национальный

университет им. Олеса Гончара

пр. Гагарина, 72,

г. Днепропетровск, Украина, 49010

E-mail.: serg_davydov@mail.ru

1. Введение

Программы полета современных космических летательных аппаратов (КЛА) предъявляют весьма жесткие требования к условиям функционирования системы подачи топлива. Обязательным элементом этой системы являются средства обеспечения сплошности топлива (СОСТ), которые должны гарантировать отсутствие газовых включений в топливе, поступающем из полости бака в сливную магистраль. За более чем четыре десятилетия эксплуатации этих устройств разработаны СОСТ самого разного принципа действия [1]. В связи с постоянно меняющимися требованиями к условиям функционирования СОСТ, появляются их новые модификации [2]. Наиболее широкое распространение получили СОСТ капиллярного типа [3].

Чаще всего капиллярные СОСТ представляют собой разделительные перегородки перед сливной магистралью с «окнами», закрытыми тканой металлической сеткой [4, 5], которые называют сетчатыми разделителями фаз (СРФ). Для разделения фаз могут использоваться также перфорированные пластины [6], либо комбинированные пористо-сетчатые материалы [7]. Одним из основных проектных параметров этой группы капиллярных СОСТ является величина потери давления в потоке топлива, проходящем через разделительную перегородку [3]. Поэтому достоверное определение гидравлического сопротивления капиллярных СОСТ сетчатого типа в разнообразных

условиях полета КЛА представляет значительный научный и практический интерес.

2. Анализ литературных данных

Вопросам определения оптимальных проектных параметров капиллярных СОСТ и прежде всего СРФ посвящено значительное количество публикаций в нашей стране и за рубежом. Так, в [8] экспериментально исследуется влияние внешних силовых воздействий вибрационного типа на удерживающую способность СРФ. Работа [9] посвящена влиянию на работоспособность капиллярных СОСТ сетчатого типа интенсивности перемещения топлива вдоль разделительной перегородки. Вопросы, связанные с особенностями перемещения жидкости в баках КЛА, содержащими СРФ, под действием внешних силовых импульсов рассматриваются в работе [10]. В приведенных выше публикациях исследуются динамические процессы в баках КЛА с сетчатыми СОСТ, которые возникают в результате внешнего силового воздействия на КЛА. Предлагаются расчетные методики выбора соответствующих параметров СОСТ, учитывающие характер их нагружения в условиях выполнения КЛА полетного задания.

Во всех приведенных публикациях расчет текущего перепада давлений на разделительных перегородках сетчатых СОСТ рассчитывается по традиционным зависимостям, учитывающим среднюю скорость потока топлива, проходящем через разделительную перегородку.

Аналогичным образом определяется величина потерь давления на перегородках, состоящих из комбинированных пористо-сетчатых материалах [7]. В тоже время, в условиях скачкообразного изменения расхода топлива из бака, характерного для переходных этапов работы двигательной установки, влияние ускоренного движения топлива через сетчатые СОСТ на значение текущего перепада давлений может быть очень существенно. Увеличение текущего перепада давлений на разделительных перегородках при запуске ракетного двигателя, вызванное ускорением жидкостного потока, может повлечь за собой пластическую деформацию сетчатых элементов вплоть до полного их механического разрушения. Поэтому необходимо проведение исследований в направлении корректировки расчетной зависимости коэффициента гидравлического сопротивления СРФ, учитывающей уровень нестационарности течения топлива через ячейки тканого или пористого материала, размещенного на разделительных перегородках СОСТ.

При проектировании систем подачи топлива КЛА для определения гидравлического сопротивления (ГС) СРФ обычно используется принцип квазистационарности, т. е. ГС СРФ в случае переменной скорости течения жидкости считается таким же, как и в стационарном гидродинамическом процессе, имеющим скорость, равную мгновенной скорости жидкости нестационарного течения. Однако квазистационарное приближение оказывается достаточно точным только в случае малых ускорений течения жидкости. При больших ускорениях неучет этого фактора может привести к существенным погрешностям в определении этого важного проектного параметра [11].

3. Цель и задачи исследований

Представленный выше анализ литературных данных свидетельствует о том, что в настоящее время отсутствуют зависимости, позволяющие при выполнении проектных расчетов определять величину коэффициента ГС СРФ в условиях существенно нестационарного движения потока жидкости. Поэтому целью данных исследований является теоретическое изучение влияния на величину ГС СРФ ускорения жидкостного потока, проходящего через ячейки СРФ и получение аналитической зависимости, позволяющей рассчитывать значение ГС в этих условиях.

Для достижения поставленной цели необходимо провести анализ подобных гидродинамических процессов обтекания жидкостью тел с более простой геометрией, чем геометрия СРФ. В тоже время процесс обтекания этих тел должен быть близок к движению жидкости через ячейки СРФ.

По результатам этого анализа необходимо определить параметры, которые влияют на изменение ГС СРФ за счет ускорения жидкости, и получить аналитическую зависимость для расчета величины ГС СРФ.

4. Постановка задачи и математическая модель процесса

Для определения параметров, учитывающих величину ускорения потока жидкости, а также установ-

ления функциональной зависимости между этими параметрами и величиной коэффициента ГС СРФ проведем анализ силового воздействия на тела более простой геометрии, чем СРФ, нестационарного течения сплошной среды.

Известно [12], что при поступательном движении тел с постоянной скоростью в идеальной жидкости эти тела не испытывают ГС (парадокс Даламбера). Однако при переменной скорости даже в случае идеальной жидкости ГС отлично от нуля. При нестационарном обтекании тел идеальной жидкостью сила сопротивления равна произведению ускорения жидкости на присоединенную массу. При поперечном обтекании кругового цилиндра присоединенная масса равна массе жидкости, вытесненной этим цилиндром [12]. В случае тел другой формы, присоединенная масса вычисляется более сложным образом, но определяется в основном геометрическими характеристиками миделевого сечения тела. Следовательно, при нестационарном течении жидкости сквозь СРФ также должна существовать добавка к ГС, зависящая от произведения ускорения на присоединенную массу СРФ.

Наиболее близким приближением движения жидкости через СРФ является нестационарное ламинарное движение жидкости в бесконечной круглой трубе. СРФ может рассматриваться как система цилиндрических каналов с внутренним радиусом равным радиусу ячеек СРФ $d_{я}$, длиной осевой линии равной длине каналов ячеек СРФ l_c и отношением открытой площади к площади сечения потока равным коэффициенту живого сечения СРФ f_c .

Хотя течение жидкости через канал элементарной ячейки СРФ существенно отличается от течения в круглой трубе (трехмерность процесса, переменное сечение канала, поджатие потока при втекании в канал) многие закономерности этих процессов являются идентичными. Нестационарное течение в круглой трубе исследовалось многими авторами [11, 13]. Однако задача ставилась таким образом: по заданному закону изменения градиента давления рассчитать гидродинамическую картину процесса. В данном случае необходимо по заданному закону изменения скорости жидкости определить ГС СРФ.

Определим цилиндрическую систему координат (x, r, θ) так, чтобы ось X совпадала с осью трубы. Течение в трубе, при условии отсутствия движения жидкости по спирали, описывается дифференциальным уравнением

$$\frac{\partial u}{\partial t} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\nu}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial u}{\partial r} \right), \quad (1)$$

с краевыми условиями

$$u|_{t=0} = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial u}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \quad (3)$$

$$u|_{r=R} = 0. \quad (4)$$

где u – скорость жидкости в направлении продольной оси трубы; P – давление; ρ – плотность жидкости; ν – кинематическая вязкость жидкости; R – радиус трубы; t – текущее время.

В случае неограниченной круглой трубы при таких краевых условиях градиент давления зависит только от времени. Введем обозначение

$$-\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} = g(t). \quad (5)$$

Решение дифференциального уравнения (1) с краевыми условиями (2)–(4) получено [11] с помощью операционного метода. Применяя преобразование Лапласа к уравнению (1), в области изображений получим:

$$\frac{d^2 U(r,s)}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dU(r,s)}{dr} - \frac{s}{v} U(r,s) + \frac{G(s)}{v} = 0, \quad (6)$$

где $U(r,s)$, $G(s)$ – изображения по Лапласу функций u и g , соответственно; s – параметр.

Граничные условия примут вид

$$\left. \frac{dU}{dr} \right|_{r=0} = 0; \left. U \right|_{r=R} = 0. \quad (7)$$

Решение краевой задачи (6), (7) в области изображений будет иметь вид

$$U = \frac{G}{s} \left(1 - \frac{I_0(z(r))}{I_0(z(R))} \right), \quad (8)$$

где $z = r \sqrt{\frac{s}{v}}$; $I_0(z)$ – модифицированная функция

Бесселя первого рода нулевого порядка.

Осредним выражение (8) по сечению трубы. Тогда получим в области изображений связь между средней скоростью жидкости и градиентом давления

$$\bar{U} = \frac{G}{s} \left(1 - \frac{2I_1(z(R))}{z(R)I_0(z(R))} \right) = \frac{G}{s} \frac{I_2(z(R))}{I_0(z(R))}, \quad (9)$$

где $\bar{U} = \frac{2}{R^2} \int_0^R U r dr$.

Из равенства (9) следует, что градиент давления в области изображений определяется через среднюю скорость жидкости по формул

$$G = s \bar{U} \frac{I_0(z)}{I_2(z)}. \quad (10)$$

Текущий перепад давлений на СРФ определяется законом изменения расхода жидкости через него. Чтобы получить аналитическую зависимость коэффициента ГС СРФ от расхода жидкости необходимо задаться конкретным законом изменения средней скорости жидкости от времени. При запуске двигательной установки закон нарастания расхода близок к равноускоренному. Поэтому есть основания полагать, что

$$u = \dot{u}_0 t, \quad (11)$$

где \dot{u}_0 – ускорение жидкости.

В области изображений при таком законе изменения скорости жидкости имеем

$$G = -\frac{\dot{u}_0}{s} \frac{I_0(z)}{I_2(z)}. \quad (12)$$

Так как при $z \rightarrow \infty$

$$\frac{I_0(z)}{I_2(z)} \approx 1 + \frac{2}{z} + \frac{3}{z^2} + \dots, \quad (13)$$

то из (12) при $s \rightarrow \infty$ следует

$$G = \frac{\dot{u}_0}{s} \left(1 + \frac{2}{R} \sqrt{\frac{v}{s}} + \frac{3v}{R^2 s} + \dots \right). \quad (14)$$

Переходя в равенстве (14) в область оригиналов, получим

$$g(t) = \dot{u}_0 + \frac{4\dot{u}_0}{R\sqrt{\pi}} \sqrt{vt} + \frac{3v}{R^2} \dot{u}_0 t + \dots, \quad (15)$$

или, учитывая функциональную зависимость (11)

$$g(t) = \dot{u}_0 + \frac{4}{R\sqrt{\pi}} \sqrt{v u_0} \dot{u}_0 + \frac{3v u_0}{R^2} + \dots \quad (16)$$

Учитывая конечную длину каналов ячеек сетки l_c , перепад давлений на СРФ ΔP_c можно выразить через функцию $g(t)$ в виде

$$g(t) = -\frac{\Delta p}{\rho l_c}. \quad (17)$$

Из равенств (16) и (17) следует что

$$\xi = \frac{2\Delta P}{\rho u_0^2} = \frac{l_c}{R} \left(2 \frac{\dot{u}_0 R}{u_0^2} + \frac{8}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{v \dot{u}_0}{u_0^3}} + \frac{3v}{u_0 R} + \dots \right). \quad (18)$$

Переходя в (18) к безразмерным переменным получаем

$$\xi = \bar{l}_c \left(\frac{2}{Fr_0} + \frac{4,5}{\sqrt{Re_0} Fr_0} + \frac{3}{Re_0} + \dots \right), \quad (19)$$

где $\bar{l}_c = \frac{l_c}{R}$ – безразмерная длина канала ячейки СРФ;

$Fr_0 = \frac{u_0^2}{\dot{u}_0 R}$ – число Фруда; $Re_0 = \frac{u_0 R}{v}$ – число Рейнольдса.

Функциональная зависимость (19) выражает связь между коэффициентом ГС участка круглой трубы от текущего расхода жидкости, который равномерно возрастает. При проведении соответствующих пересчетов можно установить взаимно однозначное соответствие между указанным отрезком трубы и СРФ. При выходе расхода жидкости на стационарный режим $Fr_0 \rightarrow \infty$. Из (19) следует

$$\xi_c = \lim_{Fr_0 \rightarrow \infty} \xi = \frac{3\bar{l}_c}{Re_0}. \quad (20)$$

В уравнении (19) нет постоянного коэффициента, который обычно присутствует в формуле для расчета коэффициента ГС СРФ в стационарном жидкостном потоке, которая имеет вид [14]

$$\zeta_c = \alpha + \frac{\beta}{Re_0}, \quad (21)$$

где α, β – эмпирические постоянные.

Причиной этого является ряд отличий течения жидкости в трубе от течения жидкости по каналам ячеек СРФ. На начальных этапах разгона жидкости из состояния покоя, для которых проводится анализ, числа Рейнольдса потока относительно малы и постоянный коэффициент не играет существенной роли.

4. Результаты расчетов влияния на величину коэффициента гидравлического сопротивления сетчатых разделителей фаз запуска ракетного двигателя

Для оценки уровня влияния нестационарности потока на текущий перепад давлений на СРФ были проведены расчеты по формулам (19) и (21). Для расчетов использовались технические параметры заборного устройства бака окислителя КЛА “Агента” [15]. Необходимые расчетные параметры представлены в табл. 1, а результаты расчетов – на рис. 1.

На основании результатов расчетов, представленных на графиках (рис. 1), можно сделать следующие выводы. В системе подачи окислителя (азотная кислота) на начальном этапе слива из бака при $t \in [0; 0,005]$ значение коэффициента ГС, учитывающее ускорение потока (кривая 2), превосходит значение коэффициента ГС без учета ускорения потока (кривая 1) на 35–80 %.

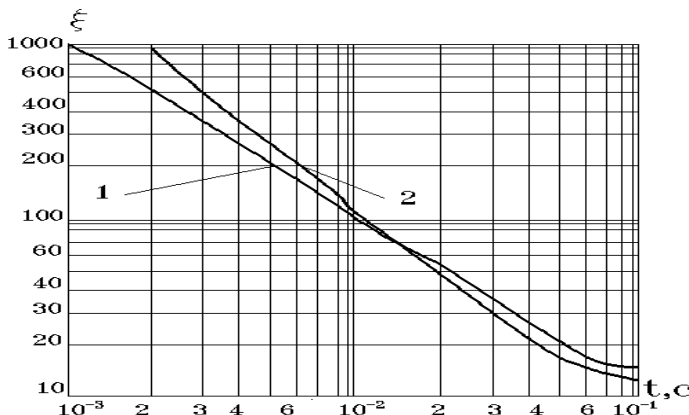


Рис. 1. Зависимость коэффициента ГС СРФ ξ от времени t при запуске маршевого двигателя КЛА “Агента” в системе подачи окислителя: 1 – расчет по уравнению (21) без учета ускорения топлива; 2 – расчет по уравнению (19) с учетом ускорения топлива

Следует отметить, что при выполнении представленных на рис. 1 расчетов полагалось, что СРФ полностью погружен в топливо и течение происходит через всю его поверхность. При ограниченном контакте топлива с поверхностью СРФ, либо при малых заполнениях бака топливом, действующие ускорения при запуске двигателя могут значительно превосходить значение ускорения, приведенное в табл. 1. Поэтому влияние ускорения потока топлива на величину ГС СРФ может быть еще более существенным, чем показывают приведенные выше расчеты.

Таблица 1

Основные параметры, для расчета коэффициента ГС заборного устройства КЛА “Агента”

Параметр	Система подачи окислителя (азотная кислота)
Плотность, ρ , кг/м ³ [15]	1500
Кинематическая вязкость, ν , м ² /с [15]	$0,5 \cdot 10^{-6}$
Время выхода на расчетный режим, t_b , с [15]	0,4
Номинальный уровень расхода Q , кг/с [15]	18
Общая площадь поверхности СРФ S_3 , см ² [15]	726
Среднее ускорение топлива на этапе запуска маршевого двигателя a_c , м/с ² [15]	0,41
Геометрические параметры СРФ [8]	
Коэффициент живого сечения $f_{пор}$ -	0,262
Диаметр ячеек СРФ d_j , мкм	24,8
Безразмерная длина канала ячеек СРФ l_j/d_j	4,6
Параметры из уравнения (21) [14]	
α	1,0
β	21,8

Через промежуток времени $\approx 0,02$ с после начала слива топлива влияние ускорения потока топлива на величину действующего перепада давлений на СРФ становится малозначимым. Поэтому проведение проектных расчетов параметров системы подачи топлива КЛА без учета ускорения топлива может привести к существенным погрешностям при определении коэффициента ГС СРФ ξ .

5. Выводы

Представленные выше исследования течения жидкости через СРФ показывают, что ускорение жидкостного потока оказывает существенное влияние на величину коэффициента ГС СРФ. Установлено, что в зависимости для расчета величины ГС СРФ в нестационарном потоке жидкости должно входить кроме числа Рейнольдса, также число Фруда.

Использование полученной аналитической зависимости ГС СРФ от параметров Fr , \sqrt{ReFr} и Re для оценки влияния на величину ГС СРФ запуска двигательной установки КЛА “Агента” показывает существование значительной нестационарной добавки к квазистационарной величине ГС на начальном этапе слива топлива из бака.

При проектировании СОСТ КЛА сетчатого типа следует учитывать величину ускорения потока топлива на переходных этапах работы двигательной установки. Гидравлическое сопротивление СРФ в этих условиях может значительно превосходить ГС СРФ в стационарных условиях слива. Неучет этого фактора может привести к срыву нормального функционирования системы подачи топлива КЛА.

Необходимо отметить, что использование зависимости (19) в инженерной практике требует уточнения входящих в нее числовых коэффициентов путем проведения соответствующих экспериментальных исследований.

Литература

1. Беляев, Н. М. Расчет пневмогидравлических систем ракет [Текст] / Н. М. Беляев. – М.: Машиностроение, 1983. – 219 с.
2. Пат. № 2458827 Россия. Топливная система летательных аппаратов [Текст] / Дмитриев А. И., Кликодуев Н. Г., Кучеренко Ю. С., Мищенко А. П. –Россия). – заявл. 27.05.2012; опубл. 20.08.2012.
3. Багров, В. В. Капиллярные системы отбора жидкости из баков космических летательных аппаратов [Текст] / В. В. Багров, А. В. Курпатенков, В. М. Поляев и др.; под. ред. В. М. Поляева. – М.: УНПЦ «ЭНЕРГОМАШ», 1997. – 328 с.
4. DeBrock, S. C. Capillary propellant management for integrated primary and secondary propulsion systems [Text] / S. C. DeBrock, R. K. Grove // Journal of Spacecraft and Rockets. – 1975. – Vol. 12, Issue 5. – P. 261–270. doi:10.2514/3.56972
5. Rollins, J. R. Twenty-three years of surface tension propellant management system design, development, manufacture, test and operation [Text] / J. R. Rollins, R. Grove, Jr. D. Jaekle // 21st Joint Propulsion Conference. – 1985. – № 833. – P. 9. doi:10.2514/6.1985-1199
6. Tegart, J. R. Double perforated plate as a capillary barriers [Text] / J. R. Tegart, N. T. Wright // 19th Joint Propulsion Conference. – 1983. – № 1379. – P. 7. doi:10.2514/6.1983-1379
7. Сапожников, В. Б. Наземная отработка капиллярных фазоразделителей на основе комбинированных пористо-сетчатых материалов для топливных баков жидкостных ракетных двигателей верхних ступеней ракет-носителей, разгонных блоков и космических аппаратов [Текст] / В. Б. Сапожников, В. И. Крылов, Ю. М. Новиков, Д. А. Ягодников // Инженерный журнал: наука и инновации. – 2013. – Вып. 4. – С. 1–15.
8. Tegart, J. R. Effect of vibration on retention characteristics of screen acquisition systems [Text] / J. R. Tegart, A. C. Park. // NASA CR № 135264.–1977.–165 p.
9. Давыдов, С. А. Расчет снижения удерживающей способности средств обеспечения сплошности топлива при его движении вдоль поверхности раздела фаз [Текст] / С. А. Давыдов // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Нові рішення в сучасних технологіях. – 2010 – № 57 – С. 96–100.
10. Горелова, К. В. Моделирование динамики топлива в баках летательных аппаратов с учетом сетчатых фазоразделителей [Текст] / К. В. Горелова. // Вісник Дніпропетровського університету: серія “Механіка”. – 2013. – Вип. 17, Т. 1. – С. 147–155.
11. Попов, Д. Н. Нестационарные гидромеханические процессы [Текст] / Д. Н. Попов. – М.: Машиностроение, 1982. – 240 с.
12. Кочин, Н. Е. Теоретическая гидромеханика [Текст] / Н. Е. Кочин, И. А. Кибель, Н. В. Розе. – М.: Гостехиздат, 1948. – 536 с.
13. Слезкин, Н. А. Динамика вязкой несжимаемой жидкости [Текст] / Н. А. Слезкин. – М.: Гостехиздат, 1955. – 520 с.
14. Armour, J. C. Fluid flow thorough woven screens [Text] / J. C. Armour, J. N. Cannon // AIChE Journal. – 1968. – Vol. 4, Issue 3. – P. 415–420. doi:10.1002/aic.690140315
15. DeBrok, S. C. Agena primary and integrated secondary propulsion system [Text] / S. C. DeBrok, C. J. Rudey // 9th Propulsion Conference. – 1973. – № 1212. – 15 p. doi:10.2514/6.1973-1212