

УДК 532.595:629.7.015

С.А. ДАВЫДОВ

Днепропетровский национальный университет, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СЛИВА НЕВЫРАБАТЫВАЕМЫХ ОСТАТКОВ ТОПЛИВА ИЗ БАКОВ ОТРАБОТАВШИХ РАКЕТНЫХ СТУПЕНЕЙ

Работа посвящена расчету процесса слива невырабатываемых остатков топлива из баков отработавших ракетных ступеней. Представлена математическая модель и методика расчета слива жидкости из цилиндрической емкости со сферическим днищем, которая совершает колебания в поперечном и продольном направлениях.

ракетное топливо, топливные баки, ракетная ступень, слив жидкости

Введение

Необходимость эффективной эвакуации невырабатываемых остатков (НО) ракетного топлива из баков отработавших ракетных ступеней возникла сравнительно недавно. Она связана со значительным ростом количества запусков ракет за последнее десятилетие и соответствующим ростом негативного влияния отработавших элементов этих ракет на экологию земной поверхности.

В первую очередь негативное влияние оказывают значительные объемы токсичных компонентов топлива, которые остаются в баках ракетной ступени после ее отделения.

Одним из путей решения этой проблемы является перемещение этого топлива за пределы ступени до момента ее падения на земную поверхность. Для этого необходимо предварительно локализовать топливо в определенной части бака ступени, а затем обеспечить его слив за максимально короткий промежуток времени.

Вопросам управления положением жидкости в топливных емкостях летательных аппаратов, а также вопросам опорожнения баков посвящено значительное количество работ [4, 9–11]. Однако в большинстве случаев анализируются динамические

процессы в баках в условиях действия высоких продольных ускорений.

Динамика НО топлива внутри баков отработавшей ракетной ступени рассмотрена в [6]. Топливо непосредственно после отделения ступени перемещается к верхним днищам баков под действием отрицательной продольной перегрузки. В дальнейшем оно совершает колебательное движение вблизи верхнего днища. В зависимости от уровня внешних силовых воздействий на топливо может возникнуть необходимость в использовании дополнительных устройств, ограничивающих его перемещения [7].

При исследовании слива жидкости из топливных баков главное внимание до настоящего времени уделялось вопросам условия непрорыва газа наддува в сливную магистраль [2, 3].

Слив НО топлива из баков отработавших ракетных ступеней имеет ряд существенных отличий. В данном случае, как свидетельствуют эксперименты [6, 7], топливо интенсивно перемешивается с газовой фазой. При сливе НО из бака допускается проникновение в сливной патрубков газовых пузырей.

Ниже представлена математическая модель и результаты расчета процесса слива НО топлива через центральное сливное отверстие из осесимметричной цилиндрической емкости со сферическим днищем.

1. Математическая модель

Рассмотрим цилиндрический топливный бак (ТБ) длиной L и внутренним радиусом R (рис. 1). Бак имеет сферические верхнее 4 и нижнее 7 днища с радиусами кривизны $R_в$ и $R_н$, соответственно. На оси симметрии бака на верхнем днище располагается патрубок слива НО топлива 1 диаметром d_n и длиной l_n . Предполагается, что вблизи сливного отверстия патрубка отсутствуют какие-либо другие внутрибаковые устройства. Внутри бака давление $p_в$, а давление окружающей среды p_0 . Ступень совершает колебательное движение в поперечном и продольном направлениях с частотами $\omega_б$ и $\omega_о$, соответственно. В течение времени, пока существует избыточное давление $\Delta p_в = p_в - p_0$ в полости бака, существует возможность слить НО топлива 3 через патрубок слива 1.

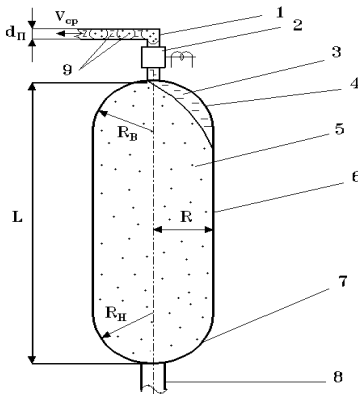


Рис. 1. Топливный бак со сливным патрубком (1) на верхнем днище (4):

1 – патрубок слива НО топлива; 2 – электропневмоклапан; 3 – топливо; 4 – верхнее днище; 5 – газ наддува; 6 – боковая стенка бака; 7 – нижнее днище; 8 – сливная магистраль; 9 – газожидкостный поток внутри сливного патрубка; d_n – диаметр сливного патрубка; V_{cp} – средняя скорость газожидкостного потока; $R_в$ – радиус верхнего днища; $R_н$ – радиус нижнего днища; R – радиус цилиндрической части бака; L – длина бака

В определенный момент времени с начала движения ступени по свободной траектории $t = t_о$ открывается электропневмоклапан (ЭПК) 2 и, вслед-

ствии существующего перепада давлений, начинается вытеснение топлива в сливной патрубок и далее в окружающую среду. Предполагается, что на момент времени $t = t_о$ объем НО топлива в баке был $\tau = \tau_n$. С течением времени этот объем уменьшается до момента времени $t = t_к$, когда $\tau = 0$. Для успешного слива НО топлива через сливной патрубок необходимо, чтобы $t_k - t_о \leq t_{max}$, где t_{max} – время, в течение которого НО топлива располагаются вблизи верхнего днища бака. В данных расчетах необходимо определить вид функции $\bar{\tau}_c(t) = \frac{\tau_c(t)}{\tau_n}$, где $\tau_c(t)$ – текущий объем сливаемого из бака топлива.

При построении математической модели использовался ряд следующих упрощающих предположений:

- на протяжении всего времени расчета жидкость в полости бака является односвязной и имеет форму шарового сегмента;

- движение топлива в полости бака аналогично движению математического маятника массой $m_m = \rho_m \tau_c$, координата которого совпадает с центром масс жидкостного объема 6 (рис. 2). Длина этого воображаемого маятника $l_m = R_d$;

- на протяжении всего времени расчета центр масс жидкости не покидает сферической части днища бака, т.е. $\gamma(t) \leq \gamma_{max}$, где γ – угол между воображаемой нитью подвеса маятника и продольной осью бака ОХ (рис. 2);

- процесс сброса избыточного давления в баке $\Delta p_в$ происходит в изотермическом режиме, т.е. $T_в = const$ на протяжении всего расчетного времени.

Предположим, что на момент открытия ЭПК 2 (рис. 1) $t = t_о$ сливное отверстие полностью погружено в жидкость, а давление в баке $p_в = p_в^0$. Из уравнения Бернулли для вязкой несжимаемой жидкости следует

$$\Delta p_в = (1 + \xi_{вх} + \xi_n(k_n, Re_m)) \frac{\rho_m V_{cp}^2}{2}, \quad (1)$$

где V_{cp} – средняя по сечению скорость жидкостного потока в сливном патрубке, м/с; $\xi_{ex} = 0,5$ – коэффициент гидравлического сопротивления выхода из бака в сливной патрубок [8]; $\xi_n = k_n \bar{l}_n (1,811 \lg(\text{Re}_m) - 1,64)^{-2}$ – коэффициент гидравлического сопротивления сливного патрубка при движении через него жидкости [8]; $\bar{l}_n = l_n/d_n$; l_n –

длина сливного патрубка; $k_n = l/l_n \in [0;1]$ – коэффициент заполнения патрубка жидкостью; l – часть патрубка, занятая жидкостью, м; $\text{Re}_m = V_{cp} d_n / \nu_m$ – число Рейнольдса, определяемое по средней скорости движения жидкости в патрубок; ρ_m – плотность топлива, кг/м³; ν_m – кинематическая вязкость топлива, м²/с.

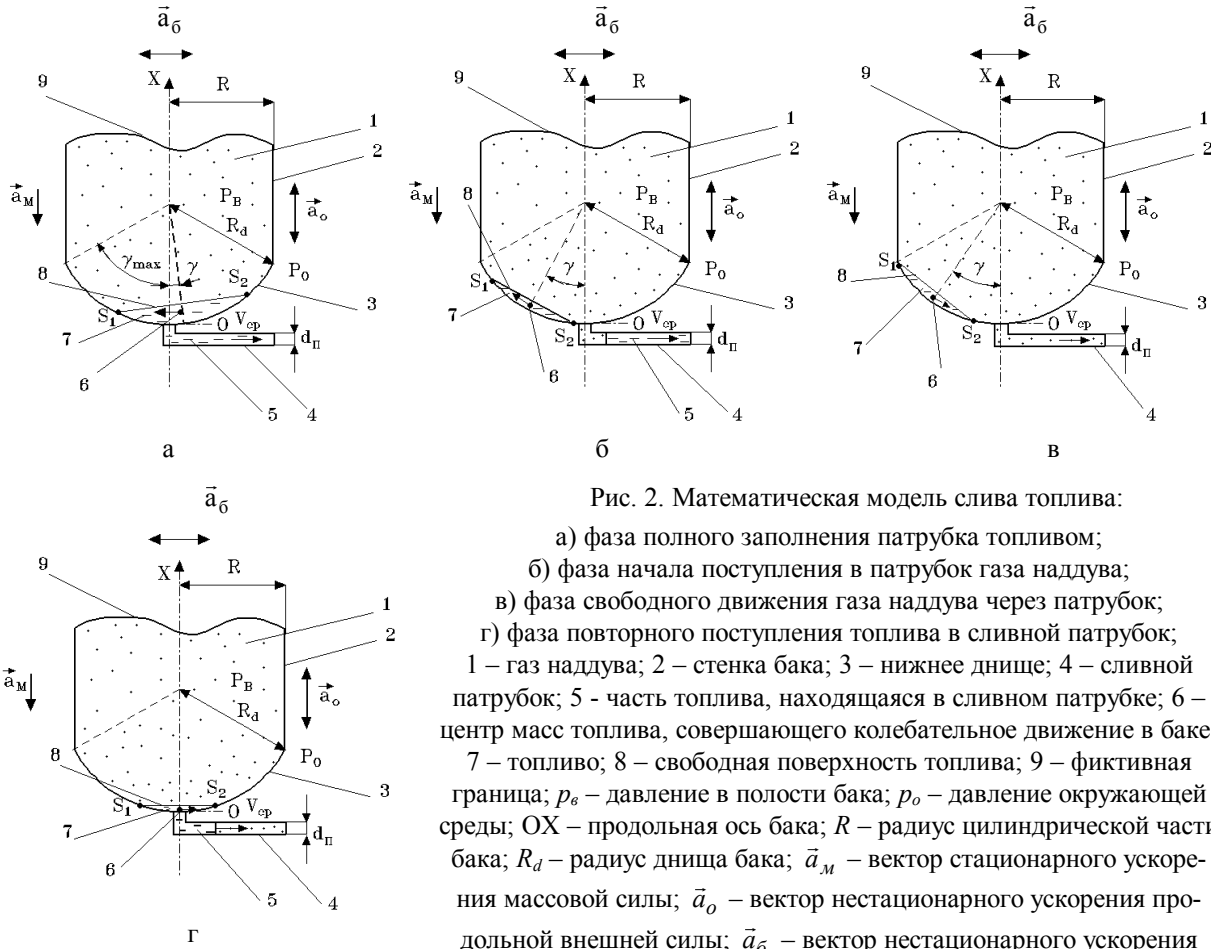


Рис. 2. Математическая модель слива топлива:

а) фаза полного заполнения патрубка топливом;

б) фаза начала поступления в патрубок газа наддува;

в) фаза свободного движения газа наддува через патрубок;

г) фаза повторного поступления топлива в сливной патрубок;

1 – газ наддува; 2 – стенка бака; 3 – нижнее днище; 4 – сливной патрубок; 5 - часть топлива, находящаяся в сливном патрубке; 6 – центр масс топлива, совершающего колебательное движение в баке; 7 – топливо; 8 – свободная поверхность топлива; 9 – фиктивная граница; p_e – давление в полости бака; p_o – давление окружающей среды; OX – продольная ось бака; R – радиус цилиндрической части бака; R_d – радиус днища бака; \vec{a}_M – вектор стационарного ускорения массовой силы; \vec{a}_o – вектор нестационарного ускорения продольной внешней силы; \vec{a}_b – вектор нестационарного ускорения

поперечной внешней силы; d_n – диаметр сливного патрубка; V_{cp} – средняя скорость топлива в патрубке; γ – угол отклонения центра масс топлива от равновесного положения; γ_{max} – максимально допустимое отклонение центра масс топлива от равновесного положения; S_1, S_2 – левая и правая точки пересечения свободной поверхности топлива с днищем бака, соответственно

Избыточное давление газа в баке Δp_e в любой момент времени t ($t \geq t_0$) можно представить в виде зависимости [1]:

$$\Delta p_e = \Delta p_e^0 e^{-B_e(t-t_0)}, \quad (2)$$

где $\Delta p_e^0 = p_e^0 - p_0$ – избыточное давление в баке в момент времени $t = t_0$, н/м²;

$$B_e = \frac{\sqrt{k \left(\frac{2}{k+1}\right)^{\frac{k+1}{k-1}} F_n (\xi_{ex} + \xi_e(\text{Re}_e)) \sqrt{R_e T_0}}}{\tau_0};$$

F_n – площадь поперечного сечения сливного патрубка, м²; $k = \frac{c_p}{c_v}$ – показатель адиабаты; c_p, c_v –

удельной теплоемкость газа наддува при постоянном давлении и объеме соответственно, дж/(кг·К); R_e –

газовая постоянная, дж/(кг·К); τ_0 – объем бака, м³; $\xi_2 = \bar{l}_n(1,811\lg(\text{Re}_2) - 1,64)^{-2}$ – коэффициент гидросопротивления сливного патрубка при движении через него газовой фазы [8]; $\text{Re}_2 = \frac{V_2 d_n}{\nu_2}$ – число Рейнольдса, определяемое по средней скорости движения газа V_2 в патрубке; ν_2 – кинематическая вязкость газа наддува, м²/с.

Текущее положение центра масс жидкостного объема относительно сливного отверстия определяется решением системы уравнений:

$$\begin{cases} \ddot{\gamma} = -\frac{A}{R_d}; \\ X_{\text{жс}} = (1 - \cos \gamma)R_d, \end{cases}, \quad (3)$$

где $A = \frac{a_m + a_0 \sin \gamma + a_b \cos \gamma}{R_d}$; a_m – модуль стационарного ускорения, м/с²; $a_0 = X'_0 \omega_0^2 \cos(\omega_0 t + \varphi_0)$ – модуль нестационарного продольного ускорения бака, м/с²; $a_b = X'_b \omega_b^2 \cos(\omega_b t + \varphi_b)$ – модуль нестационарного поперечного ускорения бака, м/с²; X'_0 , ω_0 , φ_0 – амплитуда, частота и начальная фаза колебания топливного бака в продольном направлении; X'_b , ω_b , φ_b – амплитуда, частота и начальная фаза колебания топливного бака в поперечном направлении; $X_{\text{жс}}$ – осевая координата центра масс жидкости, м; $\ddot{\gamma}$ – угловое ускорение центра масс, с⁻².

Таким образом, процесс слива топлива из бака, совершающего гармонические колебания в поперечном и продольном направлениях, описывается с помощью уравнений (1) – (3).

Методика расчета данного динамического процесса существенно зависит от фазы слива жидкости. На рис. 2 показаны 4 фазы слива. Рассмотрим особенности расчета на каждой из этих фаз.

На рис. 2, а показана фаза полного заполнения сливного патрубка 4 топливом 5. Предполагаем, что на момент времени $t = t_n$ известно давление в баке

p_6^n , средняя скорость жидкости в сливном патрубке V_{cp}^n , коэффициент слива топлива из бака $\bar{\tau}_c^n$, угол отклонения центра масс движущегося в баке топлива от равновесного положения γ_n , угловая скорость движения центра масс $\dot{\gamma}_n$, осевая координата центра масс топлива $X_{\text{жс}}^n$ и осевые координаты левосторонней S_1 и правосторонней S_2 точек пересечения свободной поверхности топлива со стенкой бака – X_1^n и X_2^n . Необходимо определить все перечисленные выше параметры на момент времени $t_{n+1} = t_n + \Delta t$ (Δt – априорно заданный шаг по времени). За начало отсчета на продольной оси бака ОХ выбирается сливное отверстие.

Используя численное интегрирование методом Эйлера, из системы уравнений (3) определяем значения $\dot{\gamma}_{n+1}$, γ_{n+1} и $X_{\text{жс}}^{n+1}$:

$$\begin{cases} \dot{\gamma}_{n+1} = \dot{\gamma}_n - \Delta t A_n; \\ \gamma_{n+1} = \gamma_n + \Delta t \dot{\gamma}_{n+1}; \\ X_{\text{жс}}^{n+1} = R_d (1 - \cos \gamma_{n+1}), \end{cases} \quad (4)$$

где A_n – значение параметра A в момент $t = t_n$.

Далее из (1) определяется значение V_{cp}^{n+1} :

$$V_{cp}^{n+1} = \sqrt{\frac{2\Delta p_6^n}{\rho_m(1 + \xi_{\text{ex}} + \xi_m(V_{cp}^{n+1}))}}. \quad (5)$$

где $\xi_m(V_{cp}^{n+1}) = \bar{l}_n(1,811\lg(\text{Re}_m(V_{cp}^{n+1})) - 1,64)^{-2}$ – коэффициент гидросопротивления сливного патрубка при движении через него жидкости [8].

Поскольку значение V_{cp}^{n+1} входит в левую и правую часть уравнения (5), для его нахождения используется метод итераций. За начальное приближение V_{cp}^{n+1} используется V_{cp}^n .

Определяем новое значение коэффициента слива топлива из бака $\bar{\tau}_c^{n+1}$:

$$\bar{\tau}_c^{n+1} = \bar{\tau}_c^n - \frac{\Delta\tau_c^{n+1}}{\tau_n}, \quad (6)$$

где $\Delta\tau_c^{n+1} = \frac{(V_{cp}^{n+1} + V_{cp}^n)\Delta t}{2} F_n$ – объем топлива, поступивший в сливной патрубок за время $\Delta t = t_{n+1} - t_n$.

На основе допущения, что топливо в баке всегда имеет форму сферического сегмента, определяются X-координаты точек контакта свободной поверхности жидкостного объема с днищем бака – X_1^{n+1} и X_2^{n+1} :

$$\begin{cases} X_2^{n+1} = R_d \left(1 - \cos \frac{\sqrt{2\bar{h} + \frac{1}{3}\bar{h}^2}}{2\pi} \right); \\ X_1^{n+1} = 2X_{жс}^{n+1} - X_2^{n+1}, \end{cases} \quad (7)$$

где $\bar{h} = h/R_d \in [0,1]$ – параметр, который определяется при решении кубического уравнения

$$\bar{h}^3 - 3\bar{h}^2 + \frac{3\bar{\tau}_c^{n+1}\tau_n}{\pi R_d^3} = 0. \quad (8)$$

Если движение жидкости направлено по часовой стрелке (рис. 2, а), то при контакте со сливным отверстием точки S_2 с координатой X_2^{n+1} в патрубок 4 начинает поступать газ наддува 1. При движении жидкости против часовой стрелки момент начала поступления газа наддува в сливной патрубок определяется контактом точки S_1 со сливным отверстием.

Если произошел контакт свободной поверхности топлива со сливным отверстием, то наступает вторая фаза слива – фаза отсутствия контакта жидкости со сливным патрубком (рис. 2, б). В патрубок 4 начинает поступать газ 1, однако, в нем еще остается некоторый объем топлива 5. В течение этой фазы слив топлива из бака временно прекращается. При этом газ наддува вытесняет остатки топлива из патрубка со скоростью

$$\begin{cases} V_{cp}^{n+1} = \sqrt{\frac{2\Delta p_e}{\rho_m k_n^{n+1} \xi_m (V_{cp}^{n+1})}}; \\ k_n^{n+1} = k_n^n + N \frac{V_{cp}^{n+1} \Delta t}{l_n}, \end{cases} \quad (9)$$

где $\Delta p_e = \text{const}$; k_n^n – коэффициент заполнения патрубка жидкостью на момент времени t_n ; $N = -1$ – параметр.

Данная фаза заканчивается, когда коэффициент заполнения патрубка жидкостью $k_n = 0$, т.е. топливо полностью вытесняется из сливного патрубка.

На третьей фазе слива топлива происходит движение газа наддува 1 через патрубок 4 (рис. 2, в). Топливо 7 не имеет контакта со сливным отверстием. Расчет избыточного давления в баке на момент времени $t = t_{n+1}$ определяется по уравнению

$$\Delta p_e^{n+1} = \Delta p_e^0 e^{-B_e^n (t_{n+1} - t_0)}. \quad (10)$$

Данная фаза взаимодействия заканчивается в момент времени, когда координата X_2^{n+1} точки S_2 вновь достигает минимального, нулевого значения при движении жидкости против часовой стрелки. При этом происходит перекрытие топливом 7 сливного отверстия и прекращение поступления газа наддува 1 в патрубок 4 (рис. 2, г). При движении жидкости по часовой стрелке окончание третьей фазы слива определяется X-координатой точки S_1 .

Для последней, четвертой фазы слива характерно постепенное заполнение патрубка 4 топливом 5. Коэффициент заполнения сливного патрубка топливом k_n растет от 0 до 1. Окончание четвертой фазы слива и повторное наступление первой фазы происходит в момент, когда $k_n = 1$.

Динамика топлива в полости бака по-прежнему описывается системой уравнений (4). Средняя скорость жидкости в патрубке V_{cp}^{n+1} на момент времени t_{n+1} определяется системой уравнений (9) при $N=1$.

Значение коэффициента слива топлива из бака

$\bar{\tau}_c^{n+1}$ определяется так же, как и на первой фазе слива, с помощью уравнения (6). Далее определяются X-координаты точек контакта свободной поверхности жидкостного объема с днищем бака – X_1^{n+1} и X_2^{n+1} по уравнениям (7) – (8) и делается заключение о возможности прекращения поступления топлива в патрубок на момент времени t_{n+1} .

В дальнейшем фазы слива вновь повторяются в указанной выше последовательности с возможным исключением некоторых из них по мере снижения коэффициента $\bar{\tau}_c$.

Расчет процесса слива может быть остановлен, если общее время слива достигает некоторого максимально допустимого значения $t = t_{\max}$.

2. Результаты численных расчетов

С помощью описанной выше математической модели процесса слива НО топлива из баков ракетной ступени, совершающей движение по свободной траектории, были проведены численные расчеты, основные результаты которых приведены ниже. Основные параметры, которые использовались при расчетах, приведены в табл. 1 и 2.

Таблица 1

Основные параметры для расчета слива НО топлива

Проектный параметр	Топливный бак	
	Окислитель	Горючее
Объем τ_0 , м ³	60,5	49,5
Радиус бака R , м	2,0	2,0
Радиус верхнего днища R_d , м	2,0	2,0
Начальный объем топлива τ_n , м ³	0,9	0,9
Температура в баке T_0 , К	293	293
Длина патрубка l_n , м	2,0	2,0

Таблица 2

Физические параметры газа наддува и топлива при 20°C и атмосферном давлении [5]

Параметр	Бак окислителя		Бак горючего	
	АТ	Гелий	НДМГ	Азот
Плотность ρ ,	1447	0,17	793	1,18

кг/м ³				
Вязкость ν , м ² /с · 10 ⁻⁶	0,292	115	0,695	15
Газовая постоянная R_2 , Дж/(кг·К)	–	2078	–	297
Показатель адиабаты k	–	1,657	–	1,393

В качестве окислителя рассматривался азотный тетраоксил (АТ), в качестве горючего – несимметричный диметилгидразин (НДМГ). При выполнении расчетов предполагалось, что начальное давление на момент начала слива НО топлива из баков $p_0^0 = 303975$ н/м² и одинаковое для баков окислителя и горючего. Давление окружающей среды $p_0 = 303$ н/м².

Сливной патрубок располагается на продольной оси бака. Рассматривались сливные патрубки диаметром $d_n = 50$ мм, 100 мм и 150 мм. Кроме того, рассматривалось 4 различных значения частоты поперечных колебаний ступени ω_0 : 0,5 с⁻¹; 0,6 с⁻¹; 0,8 с⁻¹ и 1,0 с⁻¹. Модуль стационарного внешнего массового ускорения a_m , модуль нестационарного продольного ускорения a_o , амплитуда поперечных колебаний X_0' не варьировались, и равнялись соответственно 6,4 м/с², 0,7 м/с² и 2,8 м. Поскольку общее время данного процесса достаточно велико, начальная фаза колебаний не играет существенного значения. Поэтому предполагается, что $\varphi_0 = \varphi_0' = 0$.

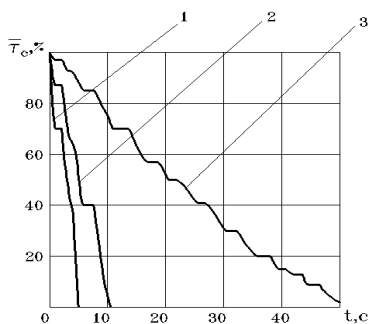
Результаты расчетов зависимости коэффициента слива НО топлива из бака $\bar{\tau}_c$ от времени слива t в графическом виде представлены на рис. 3, 4. На графике рис. 3, а показано изменение параметра $\Delta \bar{\tau}$ с течением времени в баке горючего при частоте поперечных колебаний $\omega_0 = 0,5$ с⁻¹ и различных диаметрах сливного патрубка d_n . При диаметре патрубка 150 мм все горючее покидает полость бака за ≈ 5 с (кривая 1). Снижение диаметра патрубка до 50 мм приводит к существенному увеличению (более 50с) времени слива (кривая 3). Процесс слива топлива носит ступенчатый характер, что связано с периодическим

разрывом связи топлива со сливным отверстием.

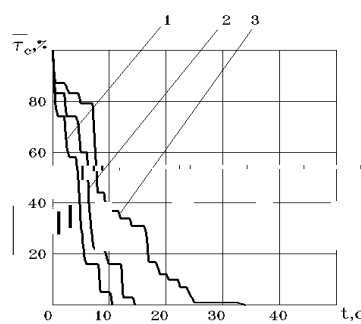
Летными испытаниями установлено, что для рассматриваемого случая НО топлива находятся вблизи верхнего днища бака в течении ≈ 60 с момента отделения ступени.

Влияние частоты поперечных колебаний на характер слива топлива ω_{δ} при диаметре сливного

патрубка $d_n=150$ мм для бака горючего показано на рис. 3, б. Увеличение частоты ω_{δ} от $0,6$ до $1,0$ с^{-1} приводит к росту времени слива горючего от 11 до 35 с. При этом максимальный уровень колебаний угла отклонения жидкостного объема от равновесного положения γ возрастает вместе с ростом частоты ω_{δ} от 16° при $\omega_{\delta}=0,6\text{с}^{-1}$ до 76° при $\omega_{\delta}=1,0\text{с}^{-1}$.



а – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,5$ с^{-1} :
 1 – диаметр патрубка $d_n=0,15$ м;
 2 – диаметр патрубка $d_n=0,1$ м;
 3 – диаметр патрубка $d_n=0,05$ м



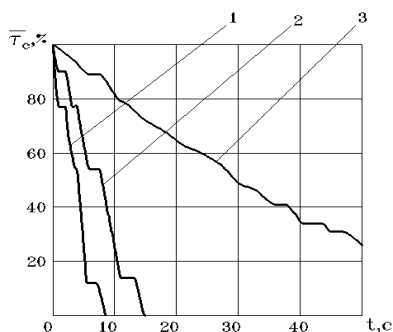
б – диаметр сливного патрубка $d_n=0,15$:
 1 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,6$ с^{-1} ;
 2 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,8$ с^{-1} ;
 3 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=1,0$ с^{-1} .

Рис. 3. Численный расчет зависимости коэффициента слива невыработываемых остатков НДМГ $\bar{\tau}_c$ (%) от времени t (с) из бака горючего объемом $49,5$ м^3 ; газ наддува – азот

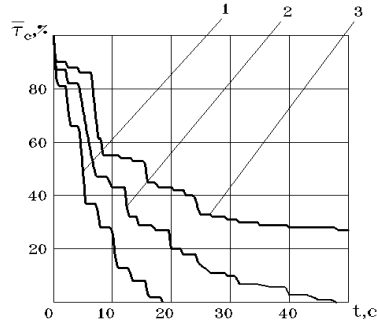
Такой характер влияния частоты поперечных колебаний ступени ω_{δ} на процесс слива можно объяснить приближением значения ω_{δ} к частоте основного резонанса жидкостного объема ω_p , которая по приближенной оценке будет равна $\approx 1,9\text{с}^{-1}$ [9].

Практически такой же характер носит слив НО топлива из бака окислителя (рис. 4). Однако по сравнению с баком горючего время слива топлива возрастает на 40% – 50% при прочих равных усло-

виях. В результате этого, если предельно допустимое время слива топлива из бака ограничено $t_{\text{max}} \leq 60$ с, слив НО окислителя через патрубков диаметром $d_n < 50$ мм осуществить невозможно при частоте поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,5\text{с}^{-1}$ (кривая 3 на рис. 4, а). Существенно возрастает зависимость общего времени слива от частоты поперечных колебаний для бака окислителя по сравнению с баком горючего (см. рис. 4, б). Если частота поперечных



а – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,5$ с^{-1} :
 1 – диаметр патрубка $d_n=0,15$ м;
 2 – диаметр патрубка $d_n=0,1$ м;
 3 – диаметр патрубка $d_n=0,05$ м



б – диаметр патрубка $d_n=0,15$ м:
 1 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,6$ с^{-1} ;
 2 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=0,8$ с^{-1} ;
 3 – частота поперечных колебаний $\omega_{\delta}=1,0$ с^{-1}

Рис. 4. Численный расчет зависимости коэффициента слива невырабатываемых остатков АТ $\bar{\tau}_c$ (%) от времени t (с) из бака окислителя объемом $60,5 \text{ м}^3$; газ наддува – гелий

колебаний $\omega_b > 0,8\text{с}^{-1}$ (кривая 2), то слив НО окислителя за время 60с выполнить невозможно (кривая 3).

Заключение

Подводя итог проведенным расчетам необходимо отметить следующее. Использование сливного патрубка на продольной оси бака позволяет осуществить эффективный слив НО топлива из баков окислителя и горючего отработавшей ракетной ступени за время, когда топливо совершает колебательное движение вблизи верхнего днища бака. Увеличение диаметра сливного патрубка позволяет существенно снизить общее время слива, однако приводит к увеличению сухого веса системы слива. Оптимальным является такой диаметр патрубка, при котором общее время слива топлива приближенно равно половине времени нахождения топлива вблизи верхнего днища бака.

При построении математической модели процесса использовался ряд упрощающих предположений. В частности, движущийся жидкостной объем представлялся в виде шарового сегмента, который на протяжении всего расчетного времени не покидает поверхности днища бака. В действительности, как показывают эксперименты [4, 6], форма свободной поверхности жидкости не является всегда односвязной и, тем более, плоской. Поэтому для идентификации построенной математической модели реальному физическому процессу и проверки точности полученных расчетов необходимо проведение экспериментальных исследований.

Литература

1. Беляев Н.М. Расчет пневмогидравлических систем ракет. – М.: Машиностроение, 1983. – 219 с.
2. Беляев Н.М., Безуглый В.Ю., Макарова А.С., Токарь Ю.В. Расчет критической высоты при сливе жидкости из емкости // Изв. вузов. Сер. Авиацион-

ная техника. – 1984. – № 1. – С. 74-75.

3. Беляев Н.М., Калиниченко В.Я., Шевченко Б.А. Влияние колебаний жидкости на высоту провала уровня // Гидромеханика и теория упругости. Численные и аналитические методы решения задач гидроаэродинамики и теории упругости: Сб. научн. тр. – Днепропетровск: ДГУ, 1986.

4. Богомаз Г.И., Сирота С.А. Колебания жидкости в баках (методы и результаты экспериментальных исследований). – Днепропетровск: НАН Украины и НКА Украины, Институт технической механики. – 2002. – 306 с.

5. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей. – М.: Наука, 1972. – 720 с.

6. Давыдов С.А. Вынужденные колебания жидкости в цилиндрическом баке в переменном гравитационном поле // Системне проектування та аналіз характеристик аерокосмічної техніки. – Дніпропетровськ: Навчальна книга. – 2000. – Т. II. – С. 50-55.

7. Давыдов С.А. Особенности управления положением невырабатываемых остатков топлива с помощью внутрибаковых кольцевых перегородок // Системне проектування та аналіз характеристик аерокосмічної техніки. – Дніпропетровськ: Навчальна книга. – 2001. – Т III. – С. 102-107.

8. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. – М.: Машиностроение, 1975. – 559 с.

9. Микишев Г.Н. Экспериментальные методы в динамике космических аппаратов. – М.: Машиностроение, 1978. – 262 с.

10. Микишев Г.Н., Рабинович Б.И. Динамика твердого тела с полостями, частично заполненными жидкостью. – М.: Машиностроение, 1968. – 532 с.

11. Eastes T.W., Chang Y.M., Hirt C.W., Sicilian J.M. Zero-gravity slosh analysis // J. Fluid Transients in Fluid-Structure Interaction, 1985 – V. N 30. – P. 41-48.

Поступила в редакцию 5.10.2006

Рецензент: д-р техн. наук, проф. А.В. Сичевой, Днепропетровский национальный университет, Днепропетровск.