

Методы подготовки ракетных топлив и пути их совершенствования

Сало М.П.*, Налета А.Г.

*Конструкторское бюро «Южное» им. М.К. Янгеля,
ул. Криворожская, 3, Днепрпетровск, 49008, Украина*

**e-mail: salo.mp@mail.ru*

Аннотация

Рассмотрены наиболее распространенные методы подготовки топлив. Предложен альтернативный способ интенсификации тепло- и массообменных процессов при подготовке топлив. Предложено использование специальных пневмоакустических устройств, которые интенсифицируют процессы тепло- и массообмена. Способ позволяет объединить ряд операций по подготовке топлив.

Ключевые слова: массообмен, азотный тетраоксид, несимметричный диметилгидразин, дегазация, насыщение, стержневой газоструйный излучатель, концентрация, азот, гелий.

Введение

Назначение некоторых летательных аппаратов (ЛА) обуславливает особые требования к газонасыщению компонентов ракетного топлива (КРТ) азотный тетраоксид (АТ) и несимметричный диметилгидразин (НДМГ). Так, для космических ЛА желательно полное отсутствие растворенного газа в КРТ. Для ЛА, предназначенного для длительного нахождения в постоянной готовности при изменении температуры окружающей среды в широком диапазоне, требуется заправка КРТ, насыщенным определенным газом до заданной концентрации [1].

В мировой практике для решения данной задачи применяется ряд технологических методов, позволяющих дегазировать либо насытить КРТ газами. На рис. 1 представлены наиболее распространенные методы подготовки топлив по данным [2].



Рис. 1. Наиболее распространенные методы подготовки топлив по данным [2]

Проведенный анализ показал, что каждый из методов дегазирования и насыщения обладает рядом недостатков, основными из которых являются: длительность процесса, унос большого количества паров, а также реализация специальных требований по конструктивному исполнению устройств дегазирования и насыщения.

При создании современных средств заправки, с учетом имеющейся тенденции к пускам ракет из экваториальной зоны (Морской старт, Куру, Алкантара) с постоянно высоким уровнем температуры окружающей среды, необходима разработка новых высокоэффективных технологий в сочетании с конструктивными

мероприятиями, позволяющими ускорить процессы насыщения и десорбции газов из топлива с минимальными потерями рабочего тела (топлива, сжатых газов).

Устройство для интенсификации процессов тепло- и массообмена

Из теории тепло- и массообмена известно, что интенсивность процесса зависит от коэффициента массообмена (β) и поверхности массообмена (F), характеризующих условия массообмена. С увеличением поверхности массообмена и величины коэффициента массообмена эффективность процесса возрастает [3].

Проведенный анализ принципов повышения эффективности тепломассообменных процессов показал, что основными направлениями являются: увеличение удельной поверхности контакта фаз; повышение эффективности перемешивания; совершенствование способов контакта фаз; использование нестационарных режимов межфазного обмена, обеспечивающих достижение мгновенных значений коэффициента массопередачи; проведение процессов массообмена в условиях гидродинамической неустойчивости межфазной поверхности.

Для интенсификации процессов тепло- и массообмена, при дегазировании и насыщении, авторами предложено использование специальных газоструйных стержневых ультразвуковых излучателей [4] (рис. 2).

Метод реализуется при подаче сверхзвуковой струи газа в компонент через ультразвуковой излучатель, размещенный в нижней части барботажного слоя. При истечении газа через сопло излучателя сверхзвуковая струя, за счет взаимодействия с резонатором, генерирует интенсивные ультразвуковые колебания, которые приводят к сильной турбулизации среды, дроблению газовых пузырей и, как

следствие, к интенсивному массообмену газа с жидкостью и возникновению устойчивых циркуляционных токов в толще КРТ.

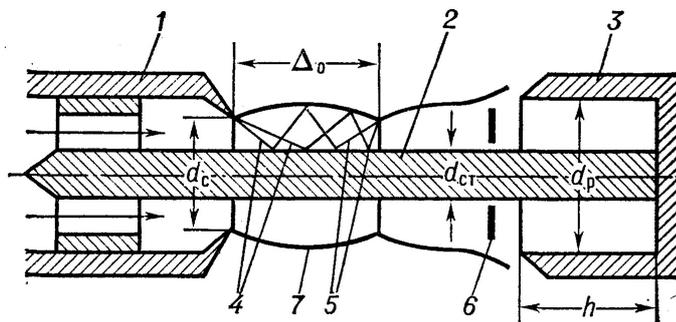


Рис. 2. Схема стержневого газоструйного излучателя:

- 1 — сопло; 2 — стержень; 3 — резонатор; 4 — волны разряжения;
 5 — косые скачки уплотнения; 6 — отсоединенный скачок уплотнения;
 7 — граница струи (для наглядности резонатор расположен так, что рабочей является вторая ячейка, хотя работа осуществляется в первой ячейке).

В стационарном режиме работы, характерном для работы стержневого газоструйного излучателя, рабочий перепад давлений составляет [5] $p_{II} = p_0 + p_A$ (p_0, p_A — давление на входе в ультразвуковой излучатель и в окружающей среде). Длина первой ячейки недорасширенной струи газа Δ_0 вытекающей из сопла диаметром d_C с центральным стержнем d_{CT} , выражается зависимостью:

$$\Delta_0 = 1,1 \cdot (d_C - d_{CT}) \cdot \left(1 + 0,8 \cdot \frac{d_{CT}}{d_C} \right) \cdot \sqrt{\frac{p_{II} - 0,9}{p_{II}}} \quad (1)$$

При этом частота генерации определяется по формуле:

$$f = \varphi \cdot \frac{a}{4 \cdot \left[h + 0,4l + (d_P - d_{CT}) \cdot \left(0,4 - \frac{0,2 \cdot h}{d_C} \right) \right]} \quad (2)$$

$$\varphi = 0,78 \cdot \sqrt[3]{P_{II}} - 0,93 \quad (3)$$

где d_P, d_C, d_{CT} — диаметры резонатора, сопла и стержня, h — глубина резонатора, ℓ — расстояние между кромками сопла и резонатора, a — скорость звука в газе, φ — поправочный коэффициент, f — оптимальная для процессов массообмена частота генерации, Δ_0 — длина первой ячейки недорасширенной струи газа.

Максимальная мощность в газоструйных излучателях достигается при $h \approx \ell$ и соотношении $d_P/d_C = 1,6$. При этом существует две области, равноценные по мощности, но отличающиеся по частоте генерации и по направлению выхода отработанного газа:

— высокочастотная область (рис. 3а) характеризующейся параметрами настройки $(\ell_1 + h_1) = 1,3 \cdot \Delta_0$ и выбросом газа от резонатора к соплу (обратный выброс);

— низкочастотная область (рис. 3б) характеризующейся параметрами настройки $(\ell_2 + h_2) = 2 \cdot \Delta_0$ и выбросом газа от сопла (прямой выброс).

Для условий работы излучателя под слоем жидкости более выгодным, с точки зрения устойчивости процесса генерации колебаний, является низкочастотный режим с рабочим диапазоном от 10 до 20кГц.

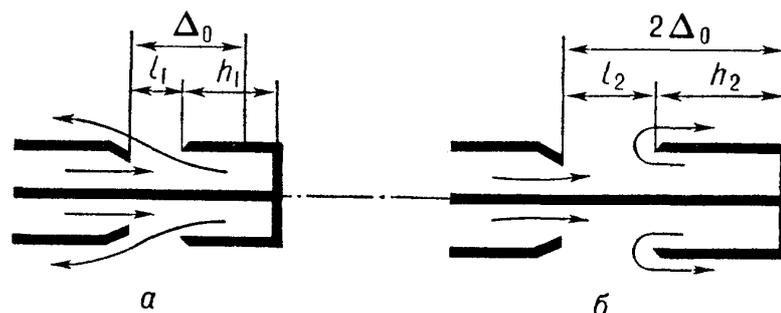


Рис. 3. Схема выброса отработанного газа при работе в высокочастотной области генерации (а) и низкочастотной (б)

С целью повышения эффективности перемешивания топлива в емкостях целесообразно обеспечить перекрытие соседних потоков газа для устранения, так называемой технологической неравновесности, возникающей за счет неполного охвата объема устройства пленой газовых пузырей. Для этого рекомендуется увеличить число стержневых ультразвуковых излучателей, расположив их так, чтобы соседние области захвата перекрывались на расстоянии $\sim 0,4\text{м}$ [6].

Математическая модель процесса топливоподготовки

Рассмотрим тепло– и массообмен в емкости при дегазировании/насыщении КРТ методом ультразвукового барботажа. Емкость содержит жидкость, насыщенную растворенным газом в соответствии с законом Генри: $C_0 = \chi(T) \cdot p_i$. В начальном состоянии топливо находится в равновесии с газовой подушкой.

Изменение текущей концентрации растворенного газа в жидкости может быть определено из баланса масс [3]:

$$\frac{dm_i}{d\tau} = -V_{\text{ж}} \cdot \frac{dC}{d\tau} \quad (4)$$

$$\frac{dm_i}{d\tau} = \beta \cdot \sum F \cdot (C_{\tau} - \chi(T) \cdot p_i) \quad (5)$$

где $\sum F$ — суммарная поверхность массообмена всплывающих пузырей и зеркала жидкости, β — коэффициент массообмена, $\chi(T)$ — коэффициент растворимости (Генри) газа, p_i — парциальное давление газа в свободном объеме емкости.

После преобразований уравнений (4) и (5), для случая десорбции газов получим:

$$C_{\tau} = \chi(T) \cdot p_i + (C_0 - \chi(T) \cdot p_i) \cdot e^{-\frac{\beta \cdot \Sigma F \cdot \tau}{V_{ж}}} \quad (6)$$

Для случая сорбции газов, когда:

$$C_{\tau} = \chi(T) \cdot p_i - (\chi(T) \cdot p_i - C_0) \cdot e^{-\frac{\beta \cdot \Sigma F \cdot \tau}{V_{ж}}} \quad (7)$$

Граничными условиями для уравнений (6), (7) являются $\tau = 0$; $C_{\tau_0} = C_0$; $\tau = \infty$; $C_{\tau_{\infty}} = C_k = \chi(T) \cdot p_i$.

Таким образом, текущая концентрация растворенного газа при дегазировании и насыщении зависит от комплекса $\beta \cdot \Sigma F / V_{ж}$, характеризующего условия массообмена [4]. С увеличением поверхности массообмена ΣF и величины коэффициента массообмена эффективность процесса возрастает.

В условиях постоянной организации ультразвукового барботажа в топливе образуется большое количество всплывающих пузырей, диаметром $\sim (1 \div 2)$ мм, суммарная поверхность которых много больше поверхности зеркала топлива.

Зависимости (6), (7) традиционны в части использования комплекса $\beta \cdot \Sigma F$, обоснование которого для разноразмерных систем сложно, а область применения существенно ограничивает моделирующие параметры и режимы проведения барботажа.

На основании обобщенных экспериментальных данных авторами [7] предложена расчетная зависимость кинетики удаления газа при дегазировании

(разброс опытных данных относительно теоретических составляет 12,5%) топлива методом барботажа имеющая экспоненциальный характер и определяющаяся как:

$$\frac{C_{\tau} - \chi(T) \cdot p_i}{C_0 - \chi(T) \cdot p_i} = \exp \left(-\alpha \cdot \frac{p_{\text{вых}}}{p_i + 0,5 \cdot \rho \cdot g \cdot h} \cdot \frac{\dot{V}_G}{V_{\text{ж}}} \cdot \tau \right) \quad (8)$$

где C_{τ} — текущая концентрация растворенного газа, C_0 — начальная концентрация растворенного газа, \dot{V}_G — объёмный расход гелия при давлении $p_i + 0,5 \cdot \rho \cdot g \cdot h$, $p_{\text{вых}}$ — давление на выходе из барботажных трубопроводов, $\rho \cdot g \cdot h$ — величина гидростатического давления в емкости, $V_{\text{ж}}$ — объём барботируемой жидкости, τ — время барботирования, α — безразмерный параметр, характеризующий степень неравновесности процесса (для инженерных расчетов α принимается равной 1).

Сравнивая уравнения (6) и (7) с уравнением (8) видно, что комплекс $\beta \cdot \sum F$ равен комплексу $\frac{p_{\text{вых}}}{p_i + 0,5 \cdot \rho \cdot g \cdot h} \cdot \dot{V}_G$, который представляет собой истинный объём барботируемого газа (в виде пузырей) в жидкости на заданном уровне парциального давления в свободном объеме с учетом влияния гидростатики.

Как видно из зависимости (8), большинство параметров определяются принятой технологией барботажа и геометрией емкости (высота столба компонента при барботаже). Определения требует параметр $\dot{V}_G / V_{\text{ж}}$ (отношение объемного расхода барботажного газа в средней точке ёмкости по высоте к одному кубическому метру жидкости, $\text{м}^3 / (\text{м}^3 \cdot \text{с})$).

На практике чаще используется критерий расходонапряженности — отношение весового расхода барботажного газа к одному кубическому метру жидкости $\dot{G}_Г / V_{Ж}$, г/(м³·с). Соотношение между весовым и объёмным расходами газа зависит от рода газа и давления в расчётной точке.

Минимальный весовой расход газа через один излучатель, с точки зрения обеспечения на выходе из сопла резонатора сверхзвуковой струи, определится как:

$$\dot{G}_Г = \frac{\mu \cdot A_k \cdot p_o \cdot F_{оме}}{\sqrt{R \cdot T}} \quad (9)$$

$$A_k = \sqrt{2 \cdot g \cdot \frac{k}{k+1} \cdot \left(\frac{2}{k+1} \right)^{\frac{2}{k-1}}} \quad (10)$$

где μ — коэффициент расхода газа через сопло излучателя, $F_{оме}$ — площадь проходного сечения щелевого зазора, R — газовая постоянная барботажного газа, p_o — давление на входе в излучатель, T — температура барботажного газа, g — ускорение свободного падения, k — показатель адиабаты барботажного газа.

С достаточной для практики точностью потери давления по тракту подачи газа на барботаж можно принимать ~20% сопротивления столба жидкости [8]. Тогда требуемое давление на входе в ультразвуковой излучатель определится по зависимости:

$$p_{вых} = 0,2 \cdot \rho \cdot g \cdot h + \rho \cdot g \cdot h + p_s + p_i + p_u \quad (11)$$

где p_s — давление насыщенных паров КРТ (рис. 4).

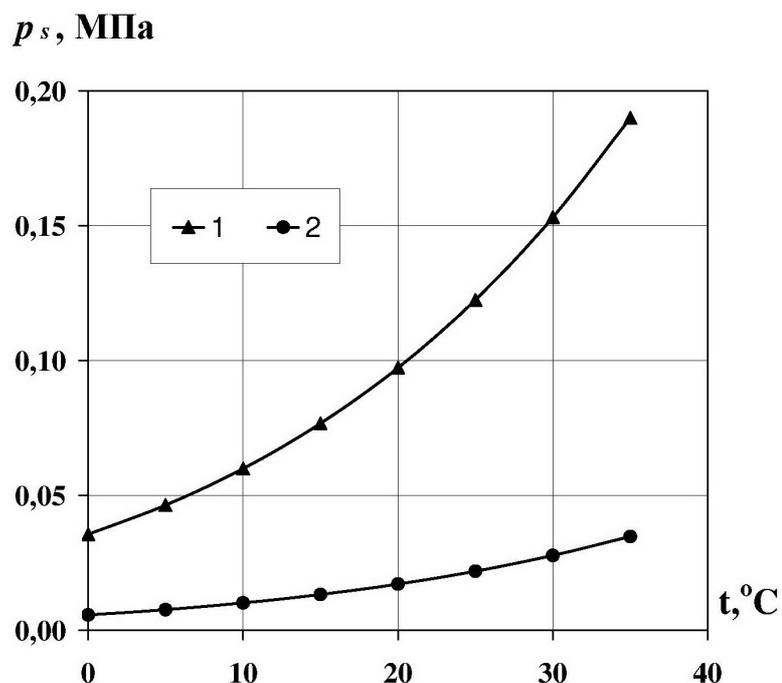


Рис.4. Изменение давления насыщенных паров в зависимости от температуры:

1 — АТ; 2 — НДМГ.

Коэффициент расхода через щелевой зазор между соплом излучателя и стержнем может быть определен по следующей зависимости [9]:

$$\mu = 0,467 \cdot \left(\frac{d_c}{\delta_{щ}} \right)^{0,11} \quad (12)$$

где $\delta_{щ}$ — щелевой зазор между соплом излучателя и стержнем.

С целью исключения парового кипения при барботаже АТ с температурой более плюс 20°C рекомендуется регулировать давление путем сброса и наддува по линии от p_s до $p_s + p_i$. При температуре менее либо равно плюс 20°C регулирование сводится к поддержанию давления от $p_{атм}$ до $p_{атм} + p_i$ ($p_{атм}$ — атмосферное давление), то же рекомендуется и для НДМГ в любом диапазоне температур (за счет пониженного давления насыщенных паров).

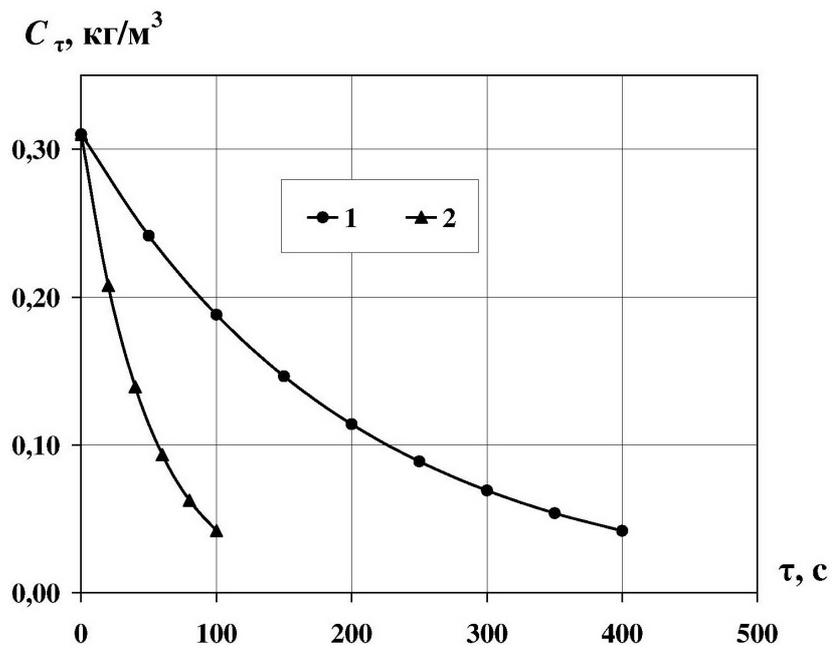
Расчетный анализ кинетики дегазирования топлив

Расчетное значение кинетики удаления азота, по зависимости (8), для барботажа топлива инертным газом — гелием, через 6 ультразвуковых излучателей установленных вдоль нижней образующей горизонтально установленной цилиндрической емкости диаметром $d_{емк} = 2,2$ м, объемом $V_{емк} = 20$ м³ со степенью заполнения 0,8, и начальной концентрацией, $C_0 = 0,31$ кг/м³ для АТ и $C_0 = 0,18$ кг/м³ для НДМГ, отражено на рис. 5а и 6а.

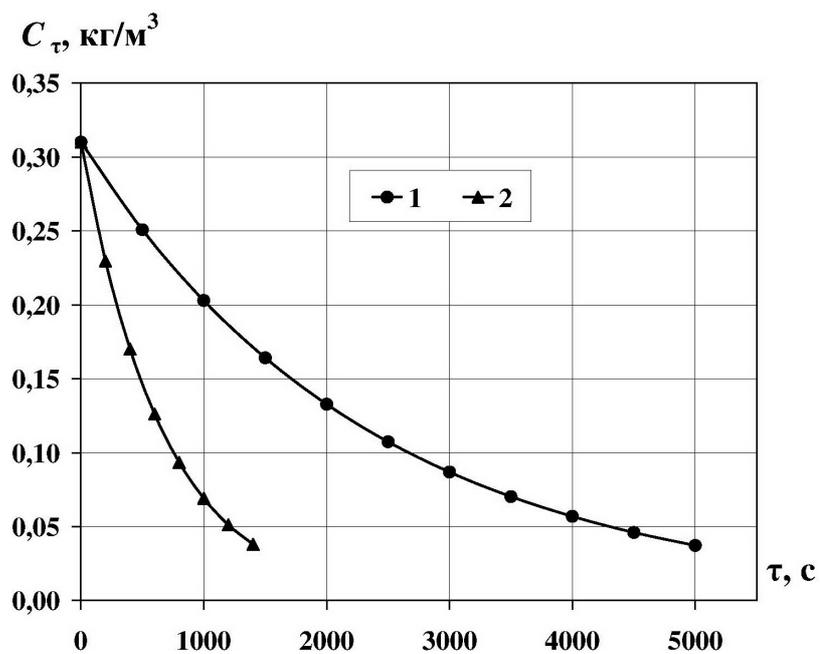
На рис. 5б и 6б отражено расчетное изменение концентрации растворенного азота при барботаже без наложения ультразвука в соответствии с практическими рекомендациями [6] $\dot{G}_Г / V_{Ж} \approx 0,09$ г/(м³·с) для АТ и НДМГ, с теми же параметрами емкости, что и для ультразвукового барботажа, через барботажные трубопроводы.

Расчетный анализ кинетики насыщения топлив

В соответствие с представлением о механизме переноса вещества направление массообмена (из фазы к границе раздела или в обратном направлении) не влияет на коэффициент массообмена. Поэтому можно ожидать, что коэффициент массообмена при сорбции и десорбции будут одинаковыми [10]. Другими словами одновременно с процессом десорбции азота при барботаже происходит сорбция компонентами топлива гелия – компонент насыщается до определенной концентрации.



а



б

Рис. 5. Расчетное изменение концентрации растворенного

азота в АТ в зависимости от температуры:

а – при наложении ультразвука 1 – 1 °C ($p_{атм}+0,2$); 2 – 35 °C ($p_s+0,2$);

б – без наложения ультразвука 1 – 1 °C; 2 – 35 °C ($p_s+0,2$).

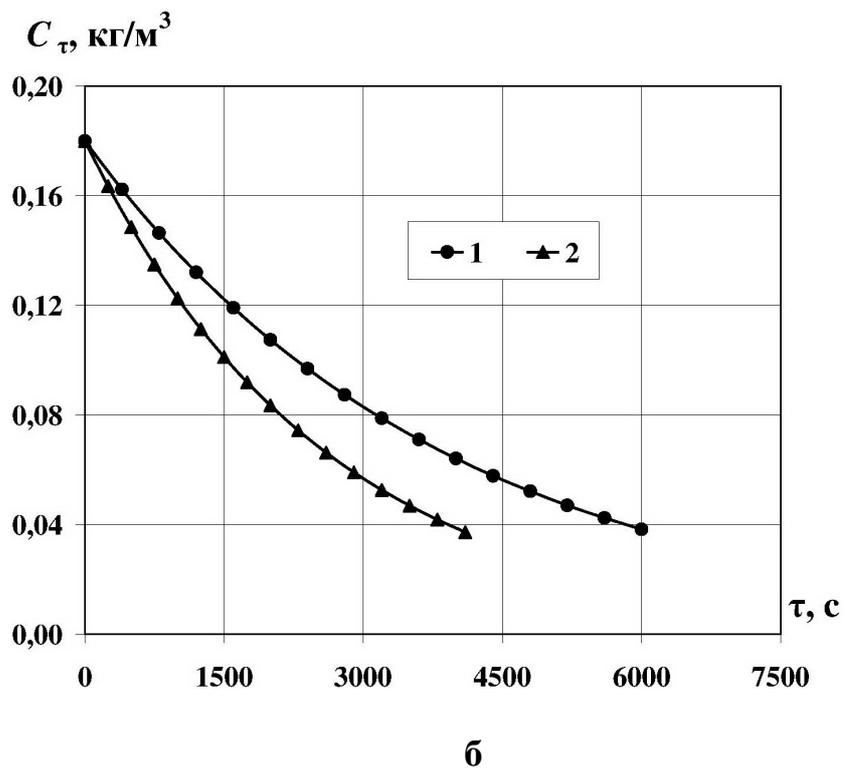
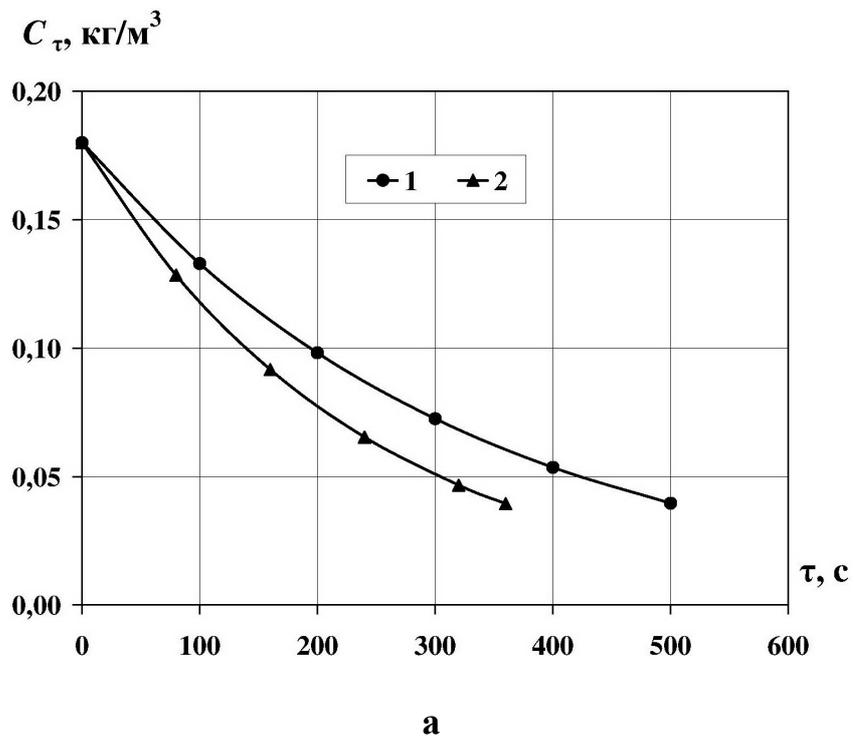


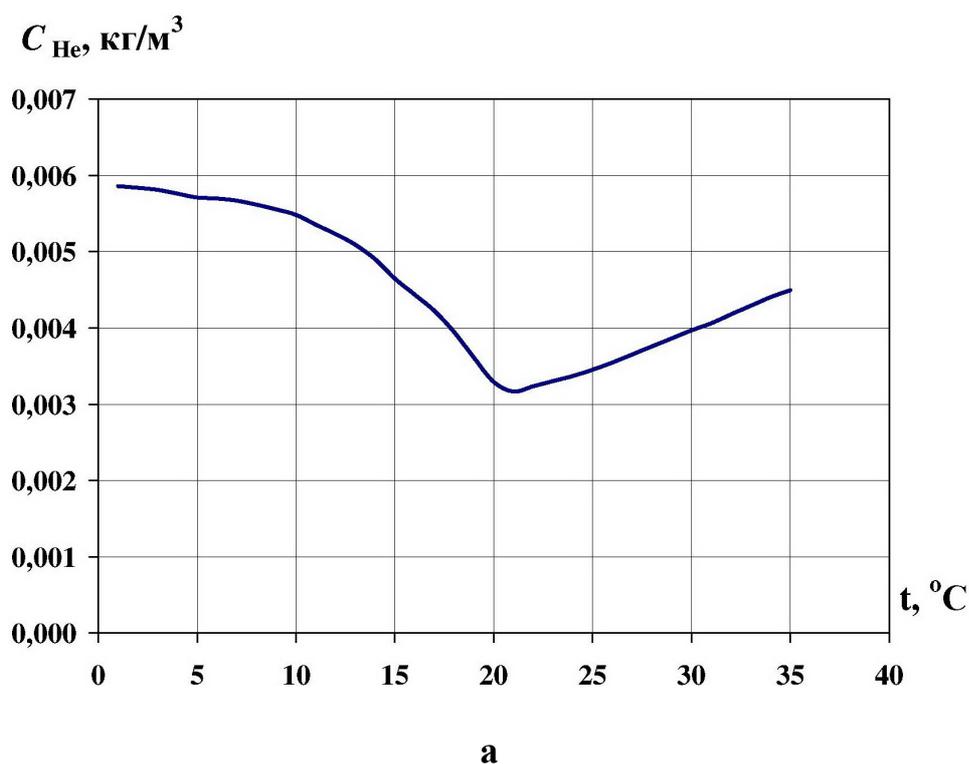
Рис. 6. Расчетное изменение концентрации азота в НДМГ

в зависимости от температуры:

а – при наложении ультразвука 1 – 1 °C; 2 – 35 °C ($p_{атм}+0,1$);

б – без наложения ультразвука 1 – 1 °C; 2 – 35 °C ($p_s+0,1$).

Как известно, интенсивность растворения барботируемого газа пропорциональна его коэффициенту растворимости (Генри) для конкретной жидкости и он тем больше, чем выше температура топлива, а согласно закону Генри, – концентрация газа в жидкости прямо пропорциональна парциальному давлению данного газа в свободном объеме емкости. Следовательно, поддерживая давления в процессе барботажа по приведенным рекомендациям, для обоих компонентов насыщение гелием при повышении температуры будет увеличиваться за счет роста параметра χ , а по АТ при $t \leq 20^\circ\text{C}$ – за счет роста парциального давления в свободном объеме емкости (рис. 7).



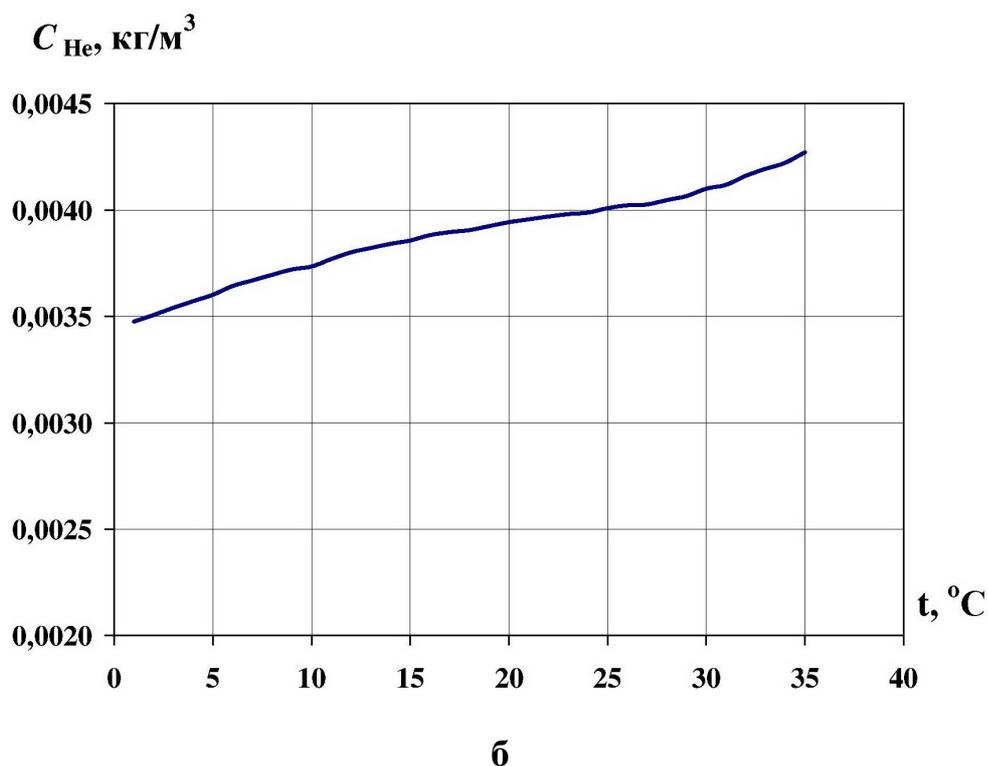


Рис. 7. Изменение концентрации гелия в зависимости от температуры и режима поддержания давления при барботаже а — АТ; б — НДМГ.

Из анализа графиков можно сделать вывод, что для получения КРТ с требуемым газосодержанием, в части наиболее быстрого достижения минимальной остаточной концентрации азота, целесообразно проведение операции дегазирования при повышенных температурах более 20°C по АТ и 35°C по НДМГ соответственно. Данные температурные условия могут быть достигнуты без применения нагрева компонентов топлива в натуральных условиях космодромов, находящихся в экваториальной зоне, что значительно снизит стоимость системы заправки.

При этом следует отметить, что применение газоструйных стержневых ультразвуковых излучателей в сочетании с предлагаемой технологией поддержания давлений в газовом объеме емкости снижает время на подготовку топлива, для

самых минимальных условий, с 83минут до 6минут по АТ и 100минут до 8минут по НДМГ. Одновременно наблюдается экономия гелия подаваемого на барботаж с 50нм^3 до 24нм^3 для АТ и с 60нм^3 до 30нм^3 .

Выводы

1. Установка в емкости газоструйных стержневых ультразвуковых излучателей обеспечит интенсивное перемешивание топлива за счет сильной турбулизации среды, приводящей к дроблению газовых пузырей, а как следствие, интенсификации массообмена.

2. Применение газоструйных стержневых ультразвуковых излучателей в сочетании с предложенной технологией поддержания давления позволяет сократить время для достижения требуемой остаточной концентрации азота в 13 раз и получить требуемое содержание гелия за счет взаимных массообменных процессов.

3. Предложенная технология барботажа позволяет минимизировать потери рабочего тела (топлива, сжатых газов).

Библиографический список

1. Караштин В.М., Катков А.Г., Родченко В.В. Основы проектирования систем наземного обеспечения. М.: Изд-во МАИ, 1998. 312с.
2. Хлыбов В.Ф. Основы устройства и эксплуатации заправочного оборудования. М.: Изд-во РВСН имени Петра Великого, 2003. 248с.
3. Ермашкевич В.Н. Гидро– и термодинамика насосных систем энергоустановок на четырёхокиси азота. Минск: Наука и техника. 1987. 287с.

4. Сало М.П., Иваницкий Г.М. Способ интенсификации тепло- и массообменных процессов при подготовке КРТ для верхних ступеней РН// Вестник Днепропетровского университета. Ракетно-космическая техника. — 2008. —Вып. 12, т.2. — с. 130—140.
5. Маленькая энциклопедия «Ультразвук» ред. И.П. Голямина, М. «Советская энциклопедия», 1979г. 400с.
6. Сало М.П., Костюк А.В., Иваницкий Г.М., Ошанин В.Н. Метод повышения эксплуатационных характеристик топлива для ЖРД космических ступеней// Научно-технический сборник «Космическая техника. Ракетное вооружение». Государственное предприятие «КБ «Южное». Днепропетровск 2007г. Вып. 2. с.51—57.
7. Литвинов А.Н., Шлейфер А.А. Перспективные технологии подготовки топлив с улучшенными эксплуатационными свойствами. Ульяновск: Изд-во УВВТУ им. Богдана Хмельницкого, 1989г. 215с.
8. Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии. М.: Из-во «Химия», 1971. 753с.
9. Кутепов А.М., Стерман Л.С., Стюшин Н.Г. Гидродинамика и теплообмен при парообразовании. М.: Высш. шк., 1968. 448с.
10. Рамм В.М. Абсорбция газов. Изд. М.: Из-во «Химия», 1974. 656с.