

ТРАНСПОРТНОЕ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ МАШИНОСТРОЕНИЕ

621.59:621.565

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВРЕМЕНИ ЗАХОЛАЖИВАНИЯ КРИОГЕННОГО БАКА

Д-р техн. наук, проф. С. П. ГОРБАЧЕВ, канд. техн. наук, доц. В. П. ПОПОВ, асп. М. В. СЛАВИН

Рассматривается модель захлаживания, основанная на длительности этапа охлаждения и количестве жидкости, необходимой для этого.

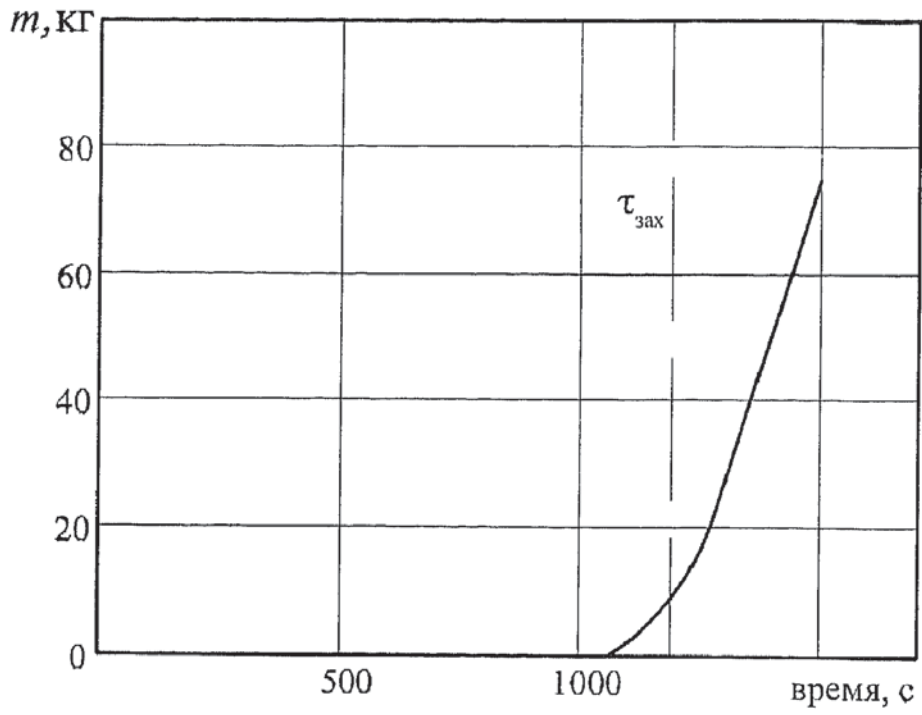
Refrigerating model based on cooling time and the afterboil volume required is examined.

Процесс заполнения теплого криогенного сосуда можно условно разделить на два этапа: захлаживание сосуда и накопление в нем жидкости. При этом оба этапа сравнимы между собой по продолжительности, но основную сложность в расчете суммарной длительности заполнения представляет этап захлаживания. Снижение продолжительности заполнения актуально, в частности, при заправке сжиженным природным газом автотранспорта.

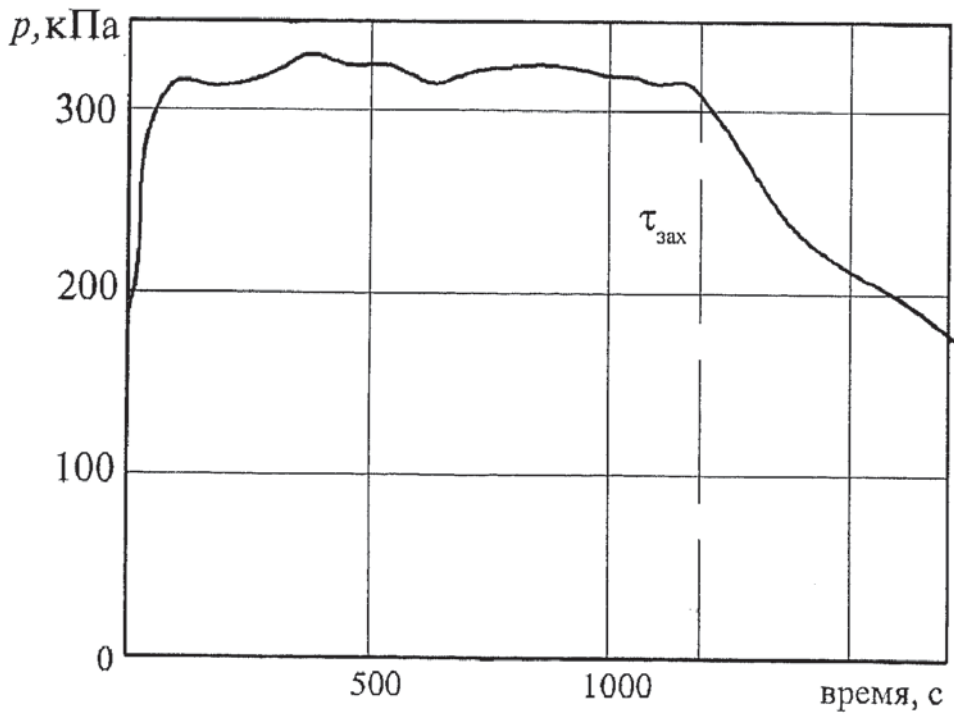
В [1] предложена комплексная модель заправки криогенного сосуда: различные элементы бака представлены в виде дуг графа, что делает эту методику достаточно трудоемкой и не позволяет быстро оценить время захлаживания. Нами предлагается модель захлаживания, основанная на том факте, что основную практическую ценность представляют два параметра процесса охлаждения: длительность этапа и количество жидкости, необходимое для охлаждения бака. Динамика изменения, например, температуры выходящего через дренажную линию газа представляет интерес лишь в специальных случаях. Таким образом, в общих случаях для расчета процесса захлаживания будет достаточно простой модели, основанной на балансовых соотношениях теплообмена.

Для иллюстрации происходящих в баке процессов при его заправке на рис. 1 представлены типичные экспериментальные кривые роста массы содержимого бака m , изменения давления в нем p , расхода через дренажную линию $G_{\text{вых}}$ и изменения температуры выходящего из дренажной линии газа $T_{\text{вых}}$. Масса содержимого бака измерялась установкой бака на весы, давление — манометром, а расход $G_{\text{вых}}$ и температура $T_{\text{вых}}$ — расходомером и термометром на дренажной линии. В эксперименте нулевой уровень весов соответствовал баку, заполненному газообразным азотом при давлении 1,5 бара. Нулевой момент времени соответствовал началу поступления жидкости в бак. Приведенные данные были получены при заправке жидким азотом бака со следующими характеристиками:

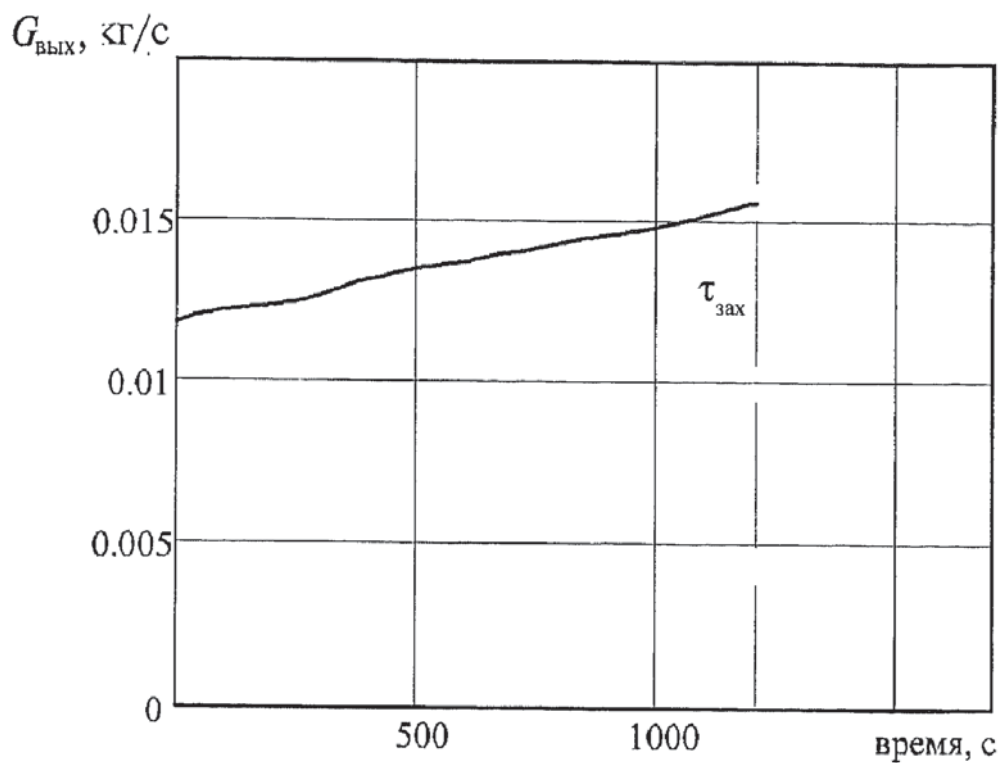
- масса внутреннего сосуда $M_{\text{с}} = 45$ кг;
- площадь внутренней поверхности внутреннего сосуда $F = 2$ м²;
- объем бака $V = 0,2$ м³
- диаметры входной и дренажной линий $d_{\text{вх}} = 12$ мм, $d_{\text{вых}} = 12$ мм;



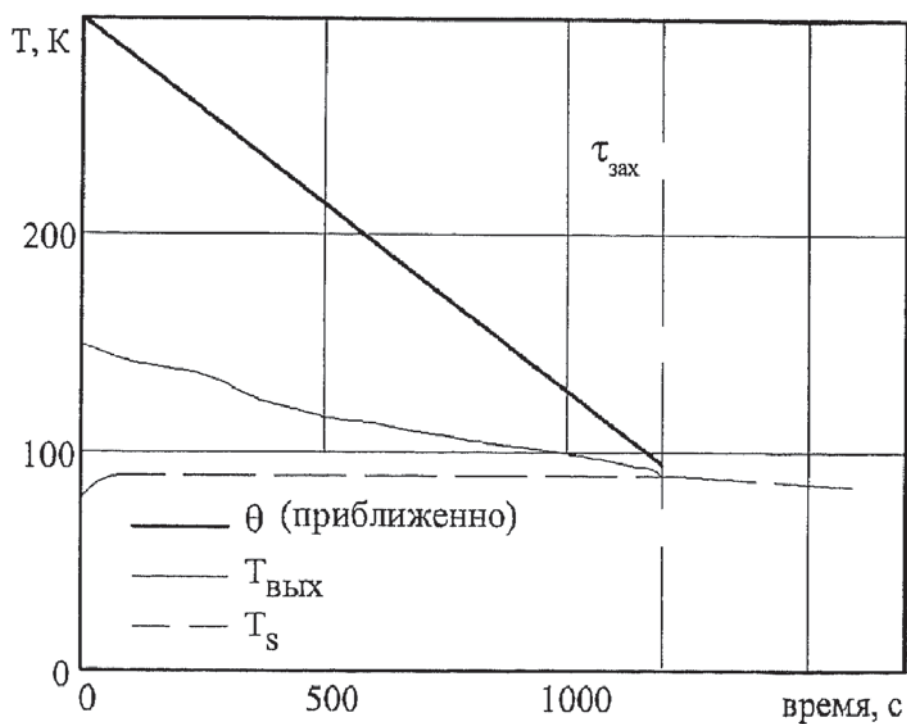
a)



б)



в)



г)

Рис. 1. Экспериментальные данные по изменению параметров при заправке криогенного бака: а — масса жидкости, б — давление, в — расход через дренажную линию, г — температура выходящего газа

— коэффициенты полного гидравлического сопротивления входной и дренажной линий $\zeta_{\text{вх}} = 50$ и $\zeta_{\text{вых}} = 10$;

— площадь критического сечения дренажной линии $f_{\text{крит}} = 9 \text{ мм}^2$.

Бак заполнялся из цистерны типа ЦТК, длина заправочного шланга — 2,5 м (в дальнейшем потери жидкости на охлаждение шланга не учитываются). Эксперимент проводился при следующих условиях:

— температура поступающей в заправочную линию жидкости соответствовала температуре насыщения при абсолютном давлении 150 кПа;

— начальные условия: температура стенки $\theta_{\text{нач}} = 300 \text{ К}$, температура газа в баке $T_{\text{нач}} = 300 \text{ К}$, давление в баке $p_{\text{нач}} = 150 \text{ кПа}$;

— давление на входе в заправочную линию $p_1 = 330 \text{ кПа}$.

На рис. 1, *а* приведены значения равновесной температуры T_s , вычисленные по данным рис. 1, *б*. Температура стенки внутреннего сосуда θ в эксперименте не фиксировалась, а на рис. 1, *а* ее изменение показано приближенно прямой сплошной линией, соединяющей значение $\theta_{\text{нач}} = 300 \text{ К}$ в начале захлаживания и приблизительное значение $\theta_{\text{кон}} = T_s$ в конце захлаживания. Отметим следующие особенности представленных на рис. 1 графиков.

В пределах цены деления весов (50 г) можно утверждать, что в течение почти всего процесса охлаждения накопления массы содержимого бака не наблюдается (рис. 1, *а*). В пределах времени $\tau = 950 \dots 1250 \text{ с}$ рост массы $m(\tau)$ — это переходный участок, а затем масса накапливается линейно. Время окончания захлаживания $\tau_{\text{ок}}$ было условно определено как пересечение с осью абсцисс финального линейного участка $m(\tau)$ (на рис. 1 это время отмечено штриховой линией на всех графиках).

Во время захлаживания давление в баке остается практически постоянным (рис. 1, *б*).

Во время захлаживания наблюдается слабый рост дренажного расхода $G_{\text{вых}}$ (рис. 1, *в*). Это связано с тем, что дренажный расход при охлаждении стенки бака намного больше дренажного расхода при заправке холодного бака, что приводит к появлению звукового течения в дренажной линии, т. е. $G_{\text{вых}}$ ограничивается не гидравлическим сопротивлением дренажной линии, а ее критическим сечением. Приближенно эта зависимость выражается формулой $G_{\text{вых}} = f_{\text{крит}} v_s(T_{\text{вых}} p) \rho_r(T_{\text{вых}} p)$, где v_s и ρ_r — локальная скорость звука и плотность газа. Со снижением $T_{\text{вых}}$ (рис. 1, *г*) произведение $v_s \rho_r$ растет, что приводит к росту $G_{\text{вых}}$.

В основе модели будем использовать допущение о том, что параметры газа и температура стенки внутреннего сосуда не имеют пространственного распределения. Такое допущение несправедливо при медленной заправке стационарных криогенных емкостей, поэтому будем предполагать, что моделирование проводится для малых баков с достаточно высокой скоростью заправки. В дальнейшем захлаживанием изоляции будем пренебрегать. Разделим процесс заправки теплого сосуда на три этапа.

I. Входящая жидкость охлаждает газ в баке. Этот этап заканчивается, когда средняя температура в баке достигнет температуры насыщения.

II. В емкости происходит сложный процесс теплообмена, включающий испарение капель жидкости и нагрев газа в пристеночной области.

III. Тепловой поток от стенок снижается настолько, что расход входящей жидкости превышает скорость ее испарения: в баке происходит накопление жидкости.

Таким образом, процесс захлаживания состоит из этапов I и II, а накопление массы жидкости соответствует этапу III. Расчет согласно [2] показывает, что для данных условий длительность первого этапа заправки теоретически составляет 0,6 с.

В связи с малой длительностью I-го этапа в процессе захлаживания и продолжительным этапом II можно сделать вывод о том, что в течение практически всего процесса охлаждения бака состояние его содержимого близко к состоянию насыщенного пара.

В пристеночной области температура газа выше температуры насыщения, а содержимое центральной области объема бака — это парожидкостная смесь.

Изменение давления в ходе II-го и III-ьего этапов описывается зависимостью [3]

$$m c_v \frac{dp}{d\tau} \frac{dT_s}{dp} = Q + \frac{v''(h_{вх} - h') + v'(h'' - h_{вх})}{v'' - v'} G_{вх} - \frac{v''(h_{вых} - h') + v'(h'' - h_{вых})}{v'' - v'} G_{вых}, \quad (1)$$

где c_v — изохорная теплоемкость парожидкостной смеси, T_s — равновесная температура; Q — теплоприток от стенки, v', v'' — удельные объемы жидкой и паровой фаз, h', h'' — энтальпии жидкой и паровой фаз, $h_{вх}$ и $h_{вых}$ — энтальпии заправляемой жидкости и дренируемого газа, $G_{вх}$ — массовый расход заправляемой жидкости. Зависимость (1) также необходимо дополнить уравнением сохранения энергии для стенки

$$\frac{d\theta}{d\tau} = - \frac{Q}{M_b c_{ст}(\theta)}, \quad (2)$$

где $c_{ст}$ — теплоемкость материала внутреннего сосуда, и выражением для теплопритока от стенки

$$Q = \alpha F \Delta T, \quad (3)$$

где α — коэффициент теплоотдачи, ΔT — температурный напор газ—стенка. Для вычисления температурного напора воспользуемся представленной на рис. 2 схемой: плавное повышение температуры газа с увеличением относительной высоты H ($H = 0$ соответствует нижней точке сосуда, $H = 100\%$ — выходу в дренаж) заменим мгновенным нагревом газа в нижней точке сосуда. Такая замена необходима для выполнения сделанного выше допущения об отсутствии пространственного распределения параметров газа. Таким образом, $\Delta T = \theta - T_{вых}$.

Расходы $G_{вх}$ и $G_{вых}$ определяются по [4]

$$G_{вх}(p) = \pi d_{вх}^2 \sqrt{\frac{\rho'(p)(p_1 - p)}{8\zeta_{вх}}},$$

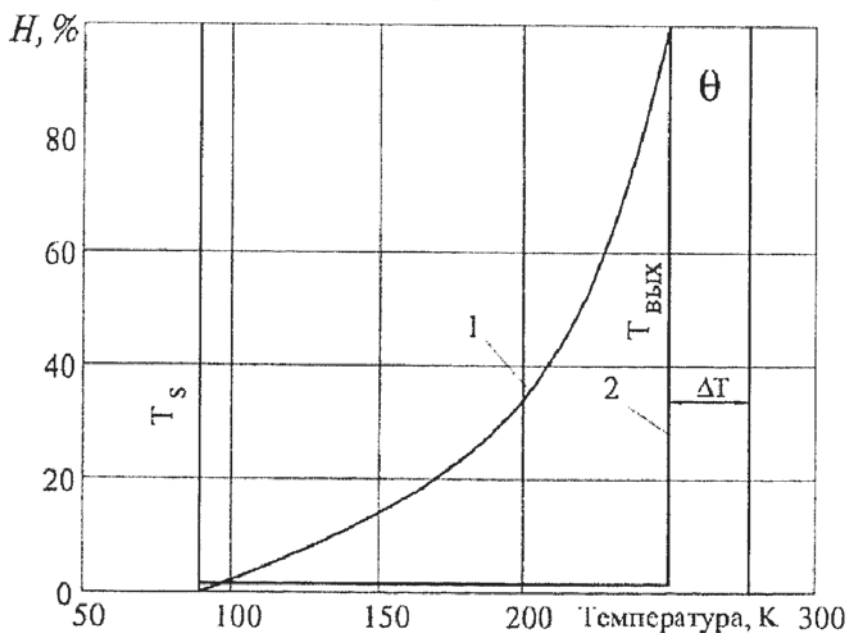


Рис. 2. Распределение температуры газа по высоте стенки сосуда: 1 — действительное (приближенно), 2 — принимаемая модель

$$G_{\text{вых}}(p, T_{\text{вых}}) = \min \left(\begin{array}{l} f_{\text{крит}} v_s(T_{\text{вых}}, p) \rho_g(T_{\text{вых}}, p) \\ \pi d_{\text{вых}}^2 \sqrt{\frac{\rho_s \left(\frac{p_{\text{атм}} + p}{2}, T_{\text{вых}} \right) (p - p_{\text{атм}})}{8 \zeta_{\text{вых}}}} \end{array} \right),$$

где ρ' — удельная плотность насыщенной жидкости, $p_{\text{атм}}$ — атмосферное давление. Для оценки величины левой части уравнения (1) примем, что время захлаживания составляет $\Delta\tau = 600$ с, давление p изменяется от 4 до 1 бара, а состояние содержимого бака

близко к насыщенному пару. В этом случае $V\rho''(p_{\text{ср}})c_v''(p_{\text{ср}})\frac{\Delta p}{\Delta\tau}\frac{dT_s}{dP} = 0,674$ кВт, тогда

как теплоприток от стенки для описанного выше бака имеет величину порядка 10 кВт. Таким образом, левая часть уравнения (1) на порядок ниже теплопритока Q и может быть принята равной нулю.

Такой вывод можно сделать и потому, что в течение процесса захлаживания давление в баке остается практически постоянным (рис. 1, б), т. е. изменением давления $dp/d\tau$ в (1) можно пренебречь, предположив, что весь запас холода входящего потока расходуется только на охлаждение стенки, а накопления массы не происходит, следовательно, расходы на входе и на выходе равны друг другу. Отметим также, что температура $T_{\text{вых}}$ не может быть ниже температуры насыщения T_s . Таким образом, (1)—(3) преобразуются в следующую систему дифференциальных уравнений:

$$M_{\text{бсст}} \frac{d\theta}{d\tau} = \begin{cases} -G(c_{\text{пр}}(T_{\text{вых}} - T_s) + (h'' - h_{\text{вх}})) & \text{при } T_{\text{вых}} > T_s \\ -G(h'' - h_{\text{вх}}) & \text{при } T_{\text{вых}} = T_s \end{cases}$$

$$M_{\text{бсст}} \frac{d\theta}{d\tau} = -\alpha F (\theta - T_{\text{вых}}),$$

где $c_{\text{пр}}$ — изобарная теплоемкость газа. Если расход G определить из уравнения $G_{\text{вх}}(p) = G_{\text{вых}}(p, T_s) = G$, а $c_{\text{ст}}$ и $c_{\text{пр}}$ принять постоянными и равными соответствующим среднеинтегральным теплоемкостям в диапазоне $T_s(p) \dots \theta_{\text{нач}}$, то уравнения интегрируются. Зависимость температуры выходящего газа от времени является ломаной функцией

$$T_{\text{вых}}(\tau) = \begin{cases} \frac{\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_p}}{1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F}} \exp\left(\frac{-G c_{\text{пр}} \tau}{M_{\text{бсст}} \left(1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F}\right)}\right) + T_s - \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{\text{пр}}} & \text{при } \tau < \tau_T \\ T_s & \text{при } \tau \geq \tau_T \end{cases} \quad (4)$$

где время τ_T соответствует моменту достижения $T_{\text{вых}}(\tau)$ температуры насыщения

$$\tau_T = \frac{M_{\text{бсст}}}{G c_{\text{пр}}} \left(1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F}\right) \ln \left(\frac{\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_p}}{\frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{\text{пр}}} \left(1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F}\right)} \right). \quad (5)$$

Коэффициент теплоотдачи α определяется при температуре газа T_s и температуре стенки $(\theta_{\text{нач}} + T_s(p))/2$. Температура стенки до момента времени τ_T падает экспоненциально, а после τ_T — линейно

$$\theta(\tau) = \begin{cases} \left(\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}} \right) \exp \left(\frac{-G c_{pr} \tau}{M_{\text{бсст}} \left(1 + \frac{G c_{pr}}{\alpha F} \right)} \right) + T_s - \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}} & \text{при } \tau < \tau_T \\ \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}} \left(\left(1 + \frac{G c_{pr}}{\alpha F} \right) \left(1 + \ln \left(\frac{\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}}}{\frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}} \left(1 + \frac{G c_{pr}}{\alpha F} \right)} \right) \right) - \left(1 + \frac{G c_{pr}}{M_{\text{бсст}}} \tau \right) \right) + T_s & \text{при } \tau \geq \tau_T \end{cases}$$

Время снижения температуры стенки θ до уровня T_s (рис. 3) составляет

$$\tau_{\theta} = \frac{M_{\text{бсст}}}{G c_{pr}} \left[\left(1 + \frac{G c_{pr}}{\alpha F} \right) \left(1 + \ln \left(\frac{\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}}}{\frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{pr}} \left(1 + \frac{G c_{pr}}{\alpha F} \right)} \right) \right) - 1 \right]. \quad (6)$$

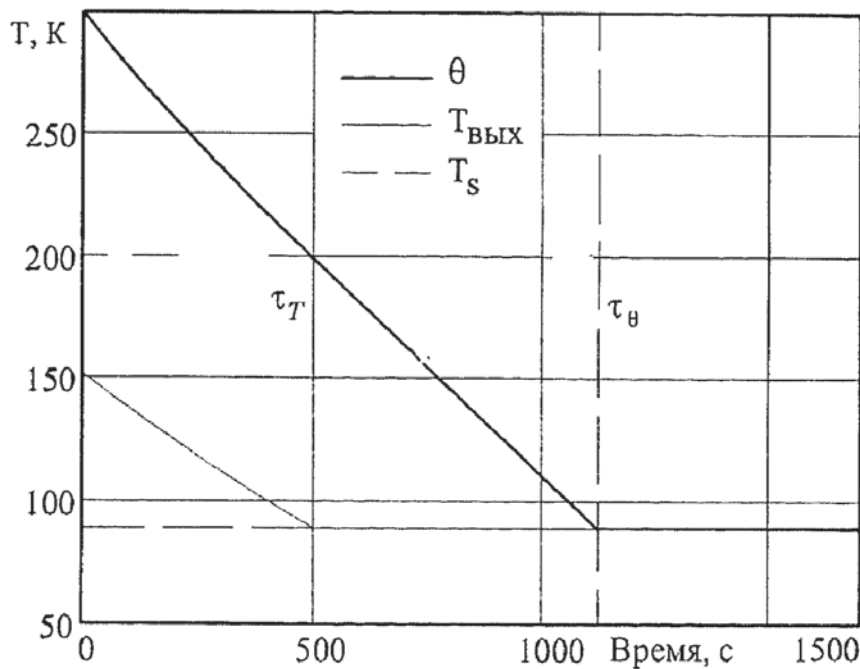


Рис. 3. Теоретическое изменение температур стенки и выходящего газа

Из (6) следует, что при больших коэффициентах теплоотдачи время захлаживания τ_{θ} практически перестает зависеть от α (рис. 4) — подобный вывод был также сделан в [5] для случая охлаждения тела обтекающим его газом. На рис. 5 представлены зависимости времени захлаживания τ_{θ} и теоретического количества жидкости, необходимого для охлаждения стенки

$$m_{ж} = \tau_{\theta} G = \frac{M_{\text{бсст}}}{c_{\text{пр}}} \left[\left(1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F} \right) \left(1 + \ln \left(\frac{\theta_{\text{нач}} - T_s + \frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{\text{пр}}}}{\frac{h'' - h_{\text{вх}}}{c_{\text{пр}}} \left(1 + \frac{G c_{\text{пр}}}{\alpha F} \right)} \right) \right) - 1 \right]$$

от давления p_1 на входе в заправочную линию при фиксированном $\alpha = 20 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2 \cdot \text{К}}$.

Несмотря на то, что расход G ограничен критическим течением в дренаже, произведение $v_s(T_{\text{вых}}, p) \rho_p(T_{\text{вых}}, p)$ растет с увеличением p , поэтому $m_{ж}$ растет при увеличении p_1 .

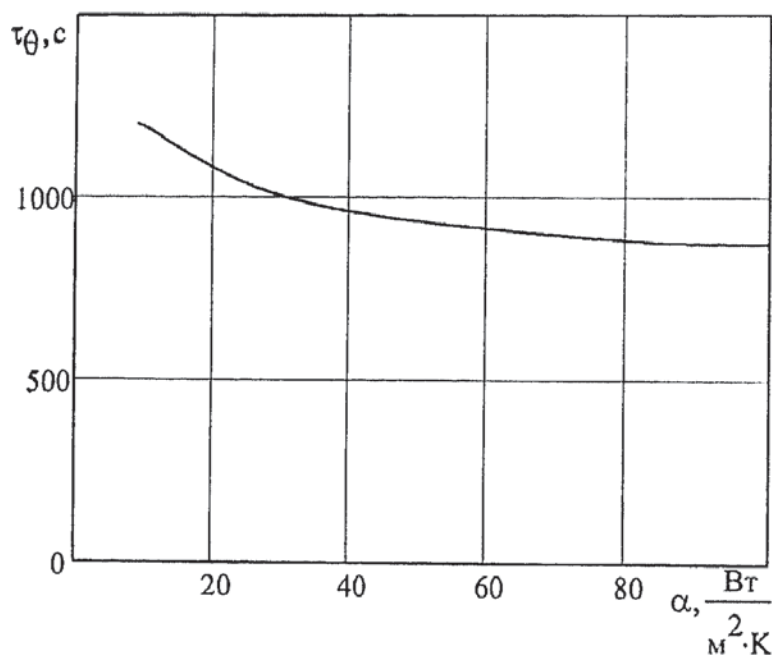


Рис. 4. Зависимость τ_{θ} от коэффициента α

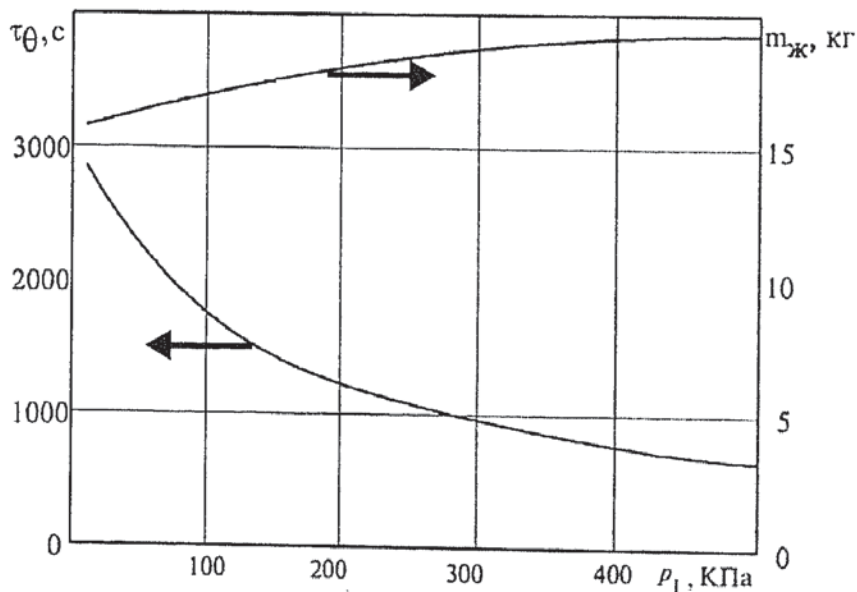


Рис. 5. Зависимость τ_{θ} и $m_{ж}$ от давления p_1 на входе в заправочную линию

Рост $m_{ж}$ можно также объяснить другим, более наглядным способом. Из-за ограниченного коэффициента теплоотдачи при росте p_1 значения $T_{вых}$ уменьшаются (рис. 6), т. е. при увеличении давления p_1 каждая единица массы газа выходит в дренаж с меньшей температурой и выносит меньше тепла из бака, поэтому жидкости на захлаживание требуется больше.

Из рис. 7, *г* следует, что теоретическое изменение температуры выходящего газа не соответствует экспериментальным данным. Тем не менее, сравнение двух параметров, обладающих наибольшей практической ценностью для описания процесса захлаживания (время захлаживания 1214 с в эксперименте и $\tau_0 = 1121$ с теоретически, масса жидкости для охлаждения 16,6 кг в эксперименте и 18,2 кг теоретически) показало хорошую точность модели при определении балансовых показателей процесса захлаживания бака.

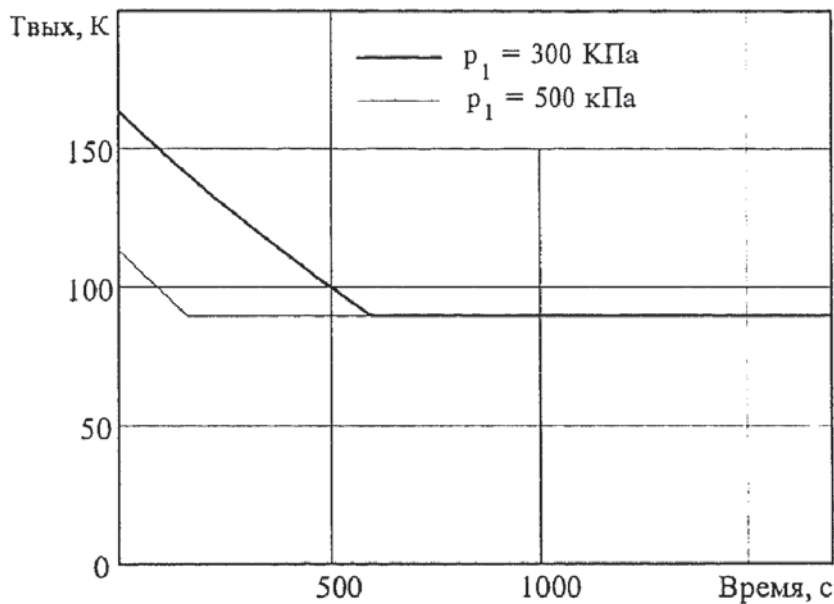
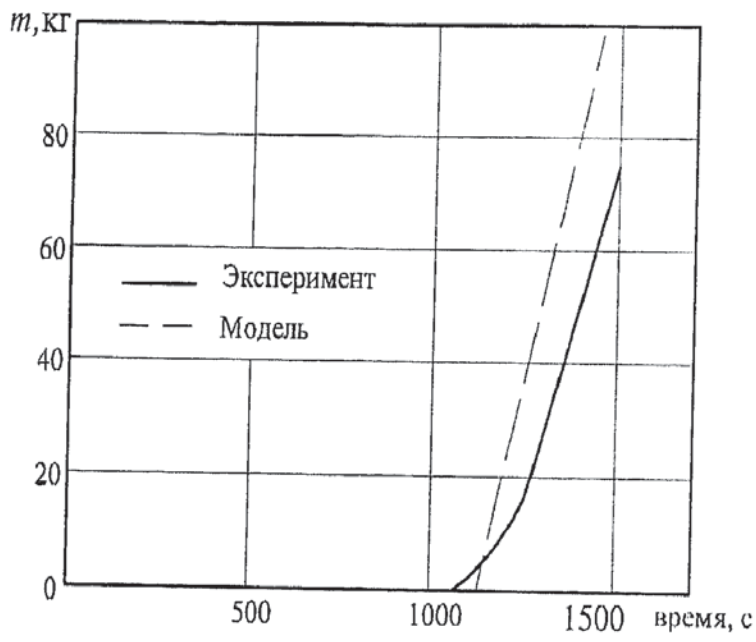


Рис. 6. Теоретическое изменение температуры выходящего в дренаж газа для двух различных значений p_1

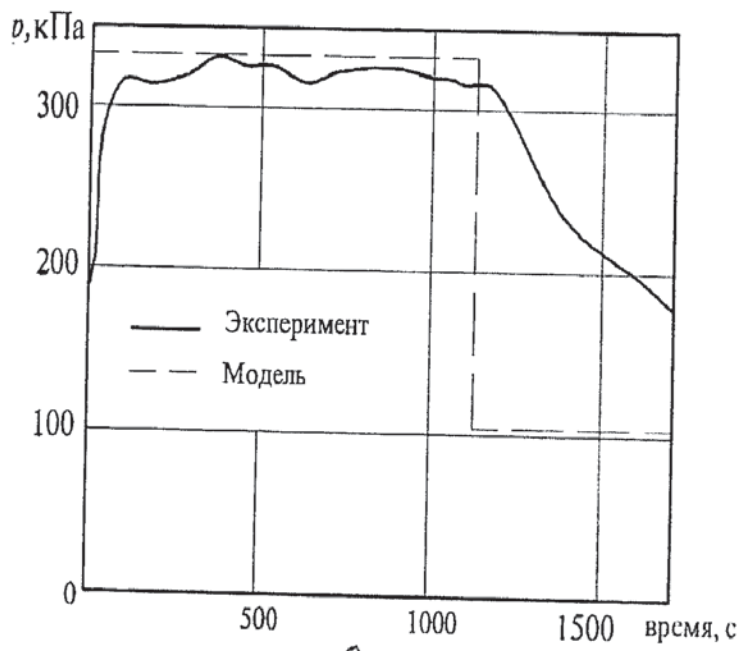
Расход G в (6) соответствует максимальному расходу через дренажную линию, так как было принято $G_{вых}(p, T_s) = G$: в связи с этим время захлаживания τ_0 несколько занижено по сравнению с экспериментальными данными. Участок линейного роста массы жидкости на рис. 7, *а* (пунктирная линия) построен из баланса объемных расходов

бака $\frac{G_{вх}(p)}{\rho'(p)} = \frac{G_{вых}(p, T_s)}{\rho''(p)}$. В дальнейших работах планируется усовершенствовать пред-

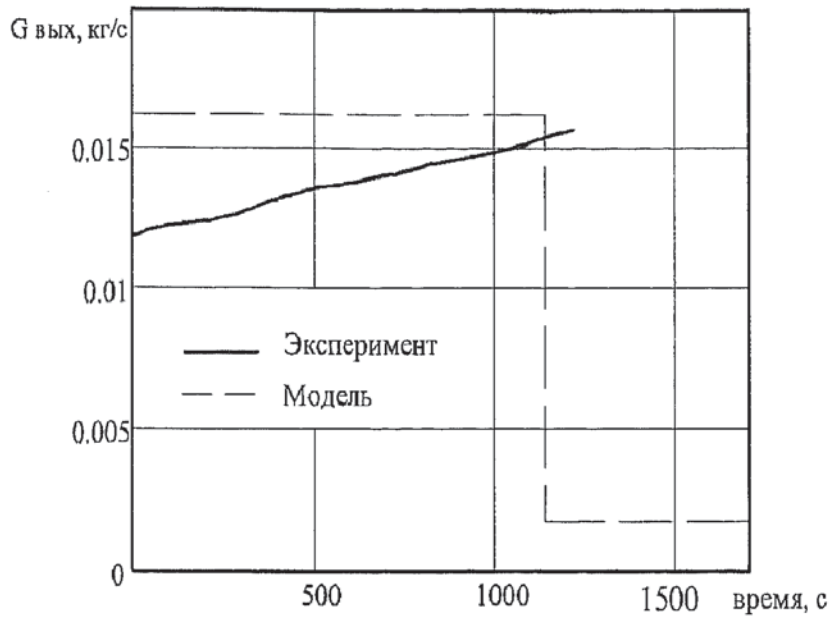
ложенную модель захлаживания бака с учетом следующих замечаний: предполагалось, что газ в сосуде мгновенно нагревается от температуры T_s до $T_{вых}$, что позволяет рассчитывать теплоприток от стенки по простой формуле $Q = \alpha F (\theta - T_{вых})$, хотя в действительности газ нагревается постепенно при подъеме вдоль стенки, что не учитывается предложенной моделью; в действительности равномерное накопление жидкости не начинается мгновенно (на рис. 1, *а, б* наблюдается переходный участок, где масса m растет нелинейно, а давление p падает). В это время стенки бака уже достаточно холодные для начала выпадения жидкости на стенках, но еще достаточно теплые для ее частичного испарения; в модели не учитывается возможность выноса жидкой фазы в дренаж.



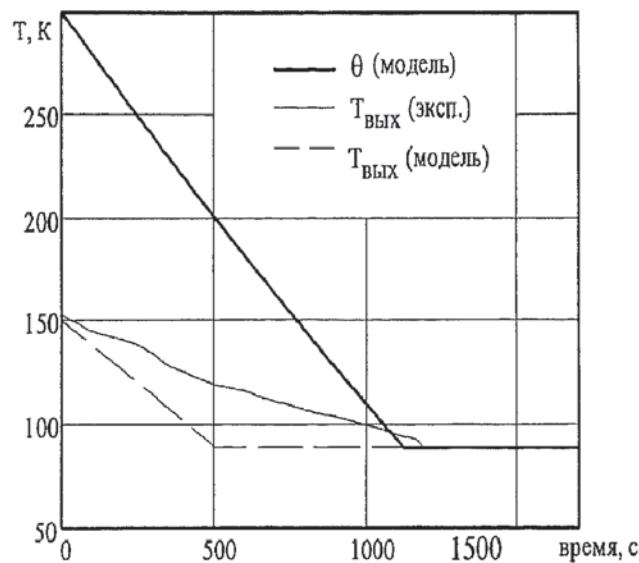
a)



б)



в)



з)

Рис. 7. Сравнение теоретических и опытных значений *a* — массы жидкости, *b* — давления, *в* — расхода через дренажную линию, *з* — температуры выходящего газа

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тепловой и гидравлический расчет процесса заправки автомобильного бака жидким метаном / Э.А. Амелин, А.Ф. Бондарь, В.И. Борисенко и др. — Препр. АН УССР, Физ.-техн. ин-т низ. температур 53-86). — Харьков: ФТИНТ, 1986. — 11 с.
2. Ф и л и м о н о в В. Е. Анализ термодинамических процессов при переменной массе рабочего тела / Сб. «Криогенная техника». — НПО Криогенмаш. Балашиха, 1977. — С. 21—32.
3. Ф и л и м о н о в В. Е. Термодинамический анализ двухфазных систем переменной массы, Там же, С. 33—45.
4. Справочник по физико-техническим основам криогеники / Под ред. М. П. Малкова. — М.: Энергия, 1973.
5. П р о н ь к о В. Г. О влиянии интенсивности теплообмена и параметров потока хладагента (теплоносителя) на скорость охлаждения и нагрева тел // ИФЖ. — 1974. — Т. 26. — № 4. — С. 696—700.