

Авиационная и ракетно-космическая техника

УДК 62-684

Выбор оптимальных проектных параметров системы обеспечения теплового режима литий-ионной аккумуляторной батареи

Н.О. Борщев

ФГБУН «Объединенный институт высоких температур РАН»

Selecting optimal design parameters for a thermal control system of the lithium-ion battery

N.O. Borshchev

Federal State Budgetary Scientific Institution Joint Institute for High Temperatures of the Russian Academy of Sciences

Разработана тепловая физико-математическая модель системы обеспечения теплового режима тепловыделяющего литий-железо-фосфатного аккумулятора с аксиальными тепловыми трубами. Последние благодаря высокой теплопередающей способности отводят тепловые мощности от устройства на выносной радиатор-излучатель. Методом изотермических узлов (сосредоточенных параметров) построена тепловая физико-математическая модель, состоящая из четырех обыкновенных дифференциальных уравнений теплового баланса, соответствующих четырем изотермическим узлам. В качестве этих узлов выбраны литий-ионный тепловыделяющий аккумулятор, излучатель, а также испарительный и конденсационный участки тепловых труб, которые циклически работают по принципу испарение — конденсация теплоносителя. Система уравнений теплового баланса решена методом Рунге — Кутты четвертого порядка точности при линеаризации лучисто-конвективного теплового потока относительно температуры, взятой с предыдущих временных слоев. На основе разработанной модели выполнена оптимизация проектных параметров системы обеспечения теплового режима — внешнего диаметра и числа аксиальных тепловых труб. Для их минимизации использован метод сопряженных направлений как наиболее точный градиентный метод первого порядка оптимизации.

EDN: LKFSAQ, <https://elibrary/lkfsaq>

Ключевые слова: аксиальная тепловая труба, радиатор-излучатель, метод сопряженных направлений, система обеспечения теплового режима

The paper presents the developed thermal physico-mathematical model of a thermal control system for the heat-generating lithium-iron-phosphate battery with the axial heat pipes. The latter possess high heat transfer capacity and remove the thermal power from a device to the external radiating emitter. Using the isothermal nodes method (lumped parameters), a thermal physical and mathematical model was constructed, which included four ordinary differential heat balance equations corresponding to four isothermal nodes. The selected

components included the lithium-ion heat-generating battery, radiator, as well as evaporation and condensation sections of the heat pipes that were operating cyclically on the coolant evaporation - condensation principle. The system of heat balance equations was solved by the Runge-Kutta method of the fourth order of accuracy with linearization of the radiative-convective heat flow relative to the temperature taken from the previous time layers. Based on the developed model, design parameters of the thermal control system were optimized in regard to the axial heat pipes outer diameter and number. To minimize them, the conjugate directions method was used as the most accurate gradient method of the first order of optimization.

EDN: LKFSAQ, <https://elibrary/lkfsaq>

Keywords: axial heat pipe, radiating emitter, conjugate direction method, thermal control system

При проектировании теплового режима системы обеспечения теплового режима (СОТР) приборно-агрегатного оборудования особое внимание уделяют его теплопередающей способности и конструктивным параметрам (габаритным размерам выносных радиаторов и др.). В настоящее время такие задачи решают путем поиска глобального оптимума этих параметров при максимальном штатном тепловом нагружении.

Цель работы — составление методики оптимизационного проектирования СОТР литий-железо-фосфатного аккумулятора (ЛЖФА) и выбор ее конструктивных параметров для обеспечения его штатной работы в пределах заданных температурных уставок.

Рассмотрим СОТР одного из видов литий-ионного аккумулятора — ЛЖФА, состоящего из аксиальных тепловых труб (АТТ), передающих теплоту от устройства на выносной радиатор с ее последующим излучением во внешнюю среду — на выносной радиатор-излучатель (ВРИ) [1–5]. Тепловая схема рассматриваемой СОТР приведена на рис. 1.

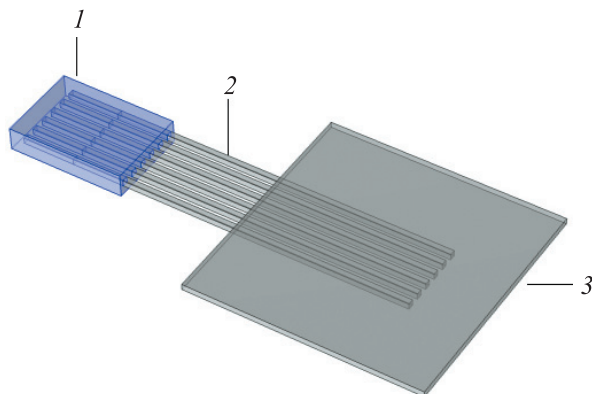


Рис. 1. Тепловая схема рассматриваемой СОТР: 1 — ЛЖФА; 2 — АТТ; 3 — ВРИ

Определим оптимальные проектные параметры СОТР — число АТТ и площадь ВРИ — при заданной теплоте, выделяемой ЛЖФА, а также оценим изменения его теплового состояния во времени, для чего сформируем тепловую физико-математическую модель СОТР.

Тепловая физико-математическая модель СОТР. Тепловая модель ЛЖФА с АТТ и ВРИ имеет вид

$$C_{\text{эф}}^{\text{ак}} \rho_{\text{эф}}^{\text{ак}} \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial \tau} V^{\text{ак}} =$$

$$= \left\{ \varepsilon \sigma [T_{\text{ср}}^4 - T_{\text{ак}}^4(\tau)] + \alpha_{\text{к}} (T_{\text{ак}}) [T_{\text{ср}} - T_{\text{ак}}(\tau)] \right\} F_{\text{рад}}^{\text{ак}} +$$

$$+ \frac{\lambda_{\text{эф}} N}{\delta_{\text{ак-ве}}} [T_{\text{ве}}(\tau) - T_{\text{ак}}(\tau)] F_{\text{cond}}^{\text{ак}} + Q_{\text{вн}}(\tau);$$

$$T_{\text{ак}}(0) = T_{\text{ср}},$$

где $C_{\text{эф}}^{\text{ак}}$ — эффективная удельная теплоемкость материала ЛЖФА, Дж/(кг·К); $\rho_{\text{эф}}^{\text{ак}}$ — эффективная плотность материала ЛЖФА, кг/м³; $T_{\text{ак}}$ и $T_{\text{ср}}$ — температура ЛЖФА и внешней среды, К; τ — время, с; $V^{\text{ак}}$ — объем ЛЖФА, м³; ε — степень черноты поверхности ЛЖФА; σ — постоянная Стефана — Больцмана, Вт/(м²·К⁴); $\alpha_{\text{к}}$ — коэффициент свободной конвективной теплоотдачи газа к стенке ЛЖФА, Вт/(м²·К⁴); $F_{\text{рад}}^{\text{ак}}$ — площадь радиационной поверхности ЛЖФА, м²; $\lambda_{\text{эф}}$ — эффективный коэффициент теплопроводности ЛЖФА, Вт/(м·К); N — число АТТ; $\delta_{\text{ак-ве}}$ — расстояние между центром масс ЛЖФА и наружной стенкой поверхности на участке испарения АТТ, м; $T_{\text{ве}}$ — температура наружной стенки поверхности на участке испарения АТТ, К; $F_{\text{cond}}^{\text{ак}}$ — кондуктивная площадь теплообмена, м²; $Q_{\text{вн}}(\tau)$ — теплота, выделяемая ЛЖФА, Вт.

Для определения коэффициента свободной конвективной теплоотдачи газа к стенке

ЛЖФА воспользуемся критериальным соотношением [6–8]

$$Nu = 0,348 \left(\frac{g\beta\Delta T l^3}{\nu^2 Pr} \right)^{1/4},$$

где Nu — число Нуссельта; g — ускорение свободного падения, m/c^2 ; β — коэффициент линейного расширения, K^{-1} ; ΔT — разность температур, K ; l — характерный размер, вдоль которого происходит конвективный теплообмен, m ; ν — кинематическая вязкость, $Pa \cdot c$; Pr — число Прандтля.

Из критериального соотношения получаем выражение для коэффициента свободной конвективной теплоотдачи газа к внешней стенке ЛЖФА

$$\alpha_k(T_{ак}) = \frac{0,348 \left(\frac{g\beta\Delta T l^3}{\nu^2 Pr} \right)^{1/4} \lambda_b}{l},$$

где λ_b — коэффициент теплопроводности воздуха, $Вт/(м \cdot K)$.

Для ВРИ, тепловая схема которого показана на рис. 2, тепловая физико-математическая модель имеет вид

$$\begin{aligned} & C_{рад} \rho_{рад} \frac{\partial T_{рад}(\tau)}{\partial \tau} V_{рад} = \\ & = \{ \epsilon \sigma \eta [T_{ср}^4 - T_{рад}^4(\tau)] + \alpha_k(T_{рад}) [T_{ср} - T_{ак}(\tau)] \} F_{рад}^{рад} + \\ & + \frac{\lambda_{рад} N}{\delta_{wc-рад}} [T_{wc}(\tau) - T_{рад}(\tau)] F_{cond}^{ак}; \\ & T_{рад}(0) = T_{ср}, \end{aligned}$$

где $C_{рад}$ — эффективная удельная теплоемкость материала ВРИ, $Дж/(кг \cdot K)$; $\rho_{рад}$ — плотность материала ВРИ, $кг/м^3$; $T_{рад}$ — температура ВРИ, K ; $V_{рад}$ — объем ВРИ, $м^3$; η — коэффициент эффективности излучающей поверхности; $F_{рад}^{рад}$ — площадь ВРИ, $м^2$; $\lambda_{рад}$ — коэффициент теплопроводности ВРИ, $Вт/(м \cdot K)$; $\delta_{wc-рад}$ — толщина стенки ВРИ; m ; T_{wc} — температура наружной стенки поверхности на участке конденсации АТТ, K .

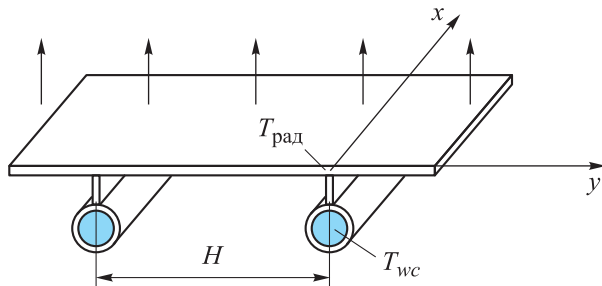


Рис. 2. Тепловая схема ВРИ

Коэффициент теплоотдачи газа к стенке ВРИ определяем так же, как и для ЛЖФА. Предполагаем, что излучение происходит при температуре $T_{рад}$, постоянной по оси y . Для учета неравномерности температуры T_{wc} используем коэффициент эффективности излучающей поверхности [7]

$$\eta = \frac{th \frac{H}{2} m_1}{\frac{H}{2} m_1},$$

где H — периметр ВРИ, $м$;

$$m_1 = 2 \sqrt{\frac{\epsilon \sigma T_{рад}^3}{\delta_{wc-рад} \lambda_{рад}}}.$$

При проектировании теплового режима АТТ необходимо учитывать подводимые тепловые мощности с целью предотвращения пересыхания капиллярно-пористой структуры изделия. Для решения этой задачи следует рассчитать теплообмен внутри АТТ [1–5]. Расчетная тепловая схема АТТ приведена на рис. 3.

Для получения тепловой модели АТТ составлена схема с термическими сопротивлениями между ее отдельными элементами (рис. 4).

На АТТ можно выделить три участка — испарения, адиабатический и конденсации — длиной соответственно L_e , L_a и L_c . Участок испарения АТТ связан с элементом конструкции или оборудования, от которого отводится теплота [5]. Благодаря подводимому тепловому потоку $Q_{вн}$ часть рабочей жидкости, заполняющей фитиль, испаряется. Таким образом, из-за разности давлений пара на испарителе и конденсаторе он переносится на последний.

Участок конденсации связан с элементом конструкции, температура которого ниже, чем

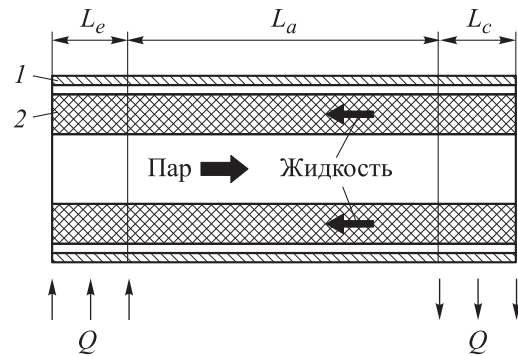


Рис. 3. Тепловая схема АТТ: 1 — стенка; 2 — фитиль

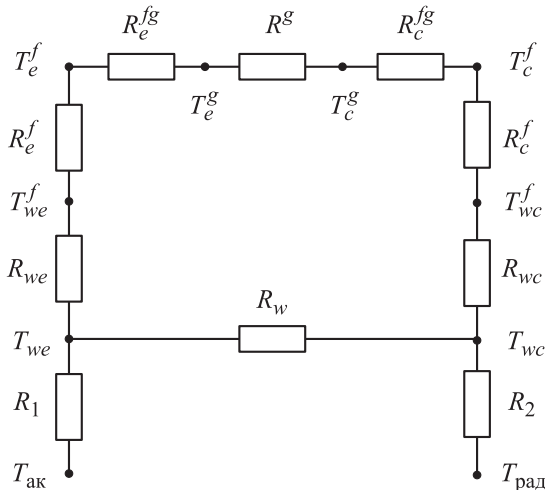


Рис. 4. Тепловая схема АТТ с термическими сопротивлениями

на участке испарения. К участку конденсации передается тепловой поток Q от конденсирующейся рабочей жидкости.

От нагретого до температуры $T_{ак}$ элемента конструкции теплота переносится к наружной поверхности стенки участка испарения, имеющего температуру T_{we} . Термическое сопротивление контакта — R_1 . Далее часть теплового потока проходит к внутренней поверхности стенки испарителя, имеющего сопротивление R_{we} , с температурой T_{we}^f , и через фитиль (сопротивление R_e^f) на участок испарения, а часть переносится вдоль стенки АТТ к участку конденсации (сопротивление R_w). С поверхности фитиля, имеющей температуру T_e^f , происходит испарение рабочей жидкости [6–9]. Сопротивление фазового перехода — R_e^{fg} , далее пар переносит теплоту на участок конденсации.

Температура пара на участках испарения и конденсации составляет соответственно T_e^g и T_c^g , сопротивление транспортного участка — R^g . На участке конденсации теплота передается фитилю и затем через него, стенку и контакт переходит к элементу конструкции с температурой $T_{рад}$. Цепь термических сопротивлений на этом участке: $R_c^{fg} - R_c^f - R_w - R_2$. В практических расчетах величинами R_e^{fg} , R_c^{fg} и R^g можно пренебречь.

С учетом принятых допущений тепловая модель АТТ будет состоять из двух обычных дифференциальных уравнений, построенных методом тепловых балансов [6]:

- для участка испарения

$$C(T_{we})\rho \frac{\partial T_{we}(\tau)}{\partial \tau} V_{we} =$$

$$= \frac{1}{R_{we} + R_e^f + R_c^f + R_{wc}} [T_{wc}(\tau) - T_{we}(\tau)] F_{we} + \\ + \frac{\lambda_{эф} N}{\delta_{ак-we}} [T_{ак}(\tau) - T_{we}(\tau)] F_{cond}^{ак}; \\ T_{we}(0) = T_{cp};$$

- для участка конденсации

$$C(T_{wc})\rho \frac{\partial T_{wc}(\tau)}{\partial \tau} V_{wc} = \\ = \frac{1}{R_{we} + R_e^f + R_c^f + R_{wc}} [T_{we}(\tau) - T_{wc}(\tau)] F_{wc} + \\ + \frac{\lambda_{эф} N}{\delta_{ак-wc}} [T_{wc}(\tau) - T_{рад}(\tau)] F_{cond}^{ак}; \\ T_{wc}(0) = T_{cp}.$$

Здесь C — удельная теплоемкость материала АТТ, Дж/(кг·К); ρ — плотность материала АТТ, кг/м³; V_{we} , V_{wc} и F_{we} , F_{wc} — объемы и площади участков испарения и конденсации соответственно, м³ и м²; $\delta_{ак-we}$ — расстояние между центром масс ЛЖФА и наружной стенкой поверхности участка конденсации АТТ, м;

$$R_{we} = R_{wc} = \frac{\ln(d_1/d_2)(d_1 + d_2)}{2\lambda(T)};$$

$$R_w = \frac{L_a + (L_e + L_c)/2}{\lambda(T)},$$

где d_1 и d_2 — наружный и внутренний диаметры стенки, м; λ — коэффициент теплопроводности АТТ, Вт/(м·К); T — среднemasовая температура АТТ, К.

Объемы участков испарения и конденсации

$$V_{we} = \frac{\pi d_2^2}{4} L_e; \quad V_{wc} = \frac{\pi d_2^2}{4} L_c.$$

Чтобы определить сопротивления конденсатора R_{con} и паропровода R_{vap} , воспользуемся выражением для эффективного коэффициента теплопроводности фитиля

$$\lambda_{ф} = \frac{\beta - \varepsilon}{\beta + \varepsilon} \lambda_{ж}(T);$$

$$\beta = \frac{1 + \lambda_{тв}(T)/\lambda_{ж}(T)}{1 - \lambda_{тв}(T)/\lambda_{ж}(T)},$$

где $\lambda_{ж}$ и $\lambda_{тв}$ — коэффициенты теплопроводности жидкой и твердой фаз, Вт/(м·К).

Приведенную систему уравнений тепловых балансов решают методом Рунге — Кутты четвертого порядка [9–12].

Чтобы определить проектные параметры — число ААТ и площадь ВРИ, необходимо решить

двухпараметрическую задачу оптимизации, где в качестве критерия останова выбрана критическая предельная температура функционирования ЛЖФА $T_{кр}$. Эту задачу можно сформулировать в виде среднеквадратичной невязки, которую будем минимизировать:

$$S(N, d_2) = \frac{1}{2} [T_{ак}(N, d_2, \tau) - T_{кр}]^2.$$

В качестве метода оптимизации выбран метод сопряженных направлений как наиболее точный метод первого порядка сходимости. На примере оптимизации числа АТТ алгоритм метода сопряженных направлений [13] представим в виде

$$N^{n+1} = N^n + \Delta N^{n+1}.$$

Здесь

$$N^{n+1} = -\beta_n p^{(n)}.$$

где n — номер итерации.

Направление спуска определяют из следующих выражений:

$$\begin{aligned} \mathbf{p}^n &= \text{grad } S + \beta_n p^{n-1}; \\ \beta_0 &= 0; \quad p^{(0)} = \text{grad } S(N^0); \\ \beta_n &= \frac{|\text{grad } S(N^n)|^2}{|\text{grad } S(N^{n-1})|^2}. \end{aligned}$$

Градиент целевого функционала

$$\begin{aligned} \text{grad } S(N, F_{rad}) &= \\ &= [T_{ак}(N, d_2, \tau) - T_{кр}] \left[\frac{\partial S(N^n)}{\partial N} + \frac{\partial S(d_2)}{\partial d_2} \right], \end{aligned}$$

где F_{rad} — эффективная площадь ВРИ.

Критерием останова итерационного процесса является выражение:

$$\delta_{sum} \geq \Delta T_{ак}^n,$$

где δ_{sum} — погрешность входных данных, включающая в себя погрешности, приводящие к некорректности исследуемой постановки задачи.

В состав погрешности δ_{sum} входят:

- алгоритмическая погрешность, зависящая от степени соответствия алгоритма измерения математическому определению измеряемой характеристики (чаще всего это относится к измерению параметров случайных процессов);
- аппаратная погрешность, обусловленная несовершенством средств измерения, их схем-

ного решения, недостаточной точностью реализации принятого алгоритма измерения;

- внешние погрешности, возникающие под действием различных факторов, внешних по отношению к средству измерения (например, ошибок экспериментатора при настройке средства измерения и при снятии показаний);

- грубая погрешность, существенно превышающая уровень, оправданный условиями измерения, свойствами применяемых средств измерения и квалификацией экспериментатора; такую погрешность измерения обнаруживают статистическими методами и исключают из рассмотрения;

- доверительная вероятность, с которой оцениваемый параметр попадает в заданный диапазон его возможных значений;

- доверительный интервал — диапазон значений параметра, который с заданной доверительной вероятностью включает в себя оцениваемое значение этого параметра;

- погрешность классификации, обусловленная несоответствием реального (исследуемого) объекта, или процесса выбранной модели объекта, или физико-математической модели описания процесса;

- погрешность метода, возникающая вследствие недостаточной разработанности теории явлений, которые положены в основу измерения, и соотношений, используемых для оценки измеряемой величины;

- приписанная погрешность — погрешность, приписываемая любому результату измерений (определений), полученная для совокупности результатов аналогичных измерений (определений), выполняемых по одной и той же аттестованной методике;

- погрешность, обусловленная разбросом значений параметра вследствие ошибок его определения;

- систематическая погрешность — составляющая погрешности измерения, которая остается постоянной или закономерно изменяется при повторных измерениях одной и той же величины;

- случайная погрешность — непредсказуемая составляющая погрешности измерения, характеристики и закономерности изменения которой проявляются лишь при значительном числе результатов измерения.

Согласно приведенному алгоритму, одной из необходимых задач является отыскание компо-

нент градиента целевого функционала минимизации, для чего необходимо продифференцировать искомую систему тепловых балансов по каждой из компонент.

Дифференцируя по числу АТТ N , получаем следующую сопряженную систему уравнений:

- для ЛЖФА

$$\begin{aligned} C_{\text{эф}}^{\text{ак}} \rho_{\text{эф}}^{\text{ак}} \frac{\partial^2 T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial \tau \partial N} V^{\text{ак}} &= -4\epsilon \sigma T_{\text{ак}}^3(\tau) \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial N} F_{\text{рад}}^{\text{ак}} + \\ &+ \left\{ \frac{\partial \alpha_{\text{к}}(T_{\text{ак}})}{\partial T} [T_{\text{сп}} - T_{\text{ак}}(\tau)] \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial N} - \right. \\ &\left. - \alpha_{\text{к}}(T_{\text{рад}}) T_{\text{ак}}(\tau) \right\} F_{\text{рад}}^{\text{ак}} + \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\delta_{\text{ак-вс}}} \times \\ &\times \left\{ [T_{\text{вс}}(\tau) - T_{\text{ак}}(\tau)] + N \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial N} \right] \right\} F_{\text{cond}}^{\text{ак}}; \\ \frac{\partial T_{\text{ак}}(0)}{\partial N} &= 0; \end{aligned}$$

- для ВРИ

$$\begin{aligned} C_{\text{рад}} \rho_{\text{рад}} \frac{\partial^2 T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial \tau \partial N} V_{\text{рад}} &= -4\epsilon \sigma \eta T_{\text{рад}}^3(\tau) \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial N} F_{\text{рад}}^{\text{рад}} + \\ &+ \frac{\lambda_{\text{рад}}}{\delta_{\text{вс-рад}}} [T_{\text{вс}}(\tau) - T_{\text{рад}}(\tau)] + \left(\frac{\partial \alpha_{\text{к}}(T_{\text{рад}})}{\partial T} \times \right. \\ &\times [T_{\text{сп}} - T_{\text{рад}}(\tau)] \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial N} - \alpha_{\text{к}}(T_{\text{рад}}) T_{\text{рад}}(\tau) \left. \right) F_{\text{рад}}^{\text{ак}} + \\ &+ N \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial N} \right] F_{\text{cond}}^{\text{рад}}; \\ \frac{\partial T_{\text{рад}}(0)}{\partial N} &= 0; \end{aligned}$$

- для участка испарения АТТ

$$\begin{aligned} C(T_{\text{вс}}) \rho \left(\frac{\partial^2 T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau \partial N} V_{\text{вс}} + \frac{1}{4} \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau} \pi d_2^2 L_e \right) &= \\ = \frac{1}{R_{\text{вс}} + R_{\text{е}}^f + R_{\text{с}}^f + R_{\text{вс}}} \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} \right] F_{\text{вс}} + \\ + \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\delta_{\text{ак-вс}}} \left\{ [T_{\text{ак}}(\tau) - T_{\text{вс}}(\tau)] + N \left[\frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} \right] \right\} \times \\ \times F_{\text{cond}}^{\text{ак}}; \\ \frac{\partial T_{\text{вс}}(0)}{\partial N} &= 0; \end{aligned}$$

- для участка конденсации АТТ

$$\begin{aligned} C(T_{\text{вс}}) \rho \left(\frac{\partial^2 T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau \partial N} V_{\text{вс}} + \frac{1}{4} \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau} \pi d_2^2 L_c \right) &= \\ = \frac{1}{R_{\text{вс}} + R_{\text{е}}^f + R_{\text{с}}^f + R_{\text{вс}}} \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} \right] F_{\text{вс}} + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ \frac{\lambda_{\text{эф}}}{\delta_{\text{ак-вс}}} \left\{ [T_{\text{вс}}(\tau) - T_{\text{рад}}(\tau)] + \right. \\ &+ N \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial N} \right] \left. \right\} F_{\text{cond}}^{\text{ак}}; \\ \frac{\partial T_{\text{вс}}(0)}{\partial N} &= 0. \end{aligned}$$

Дифференцируя по внутреннему диаметру стенки d_2 , получаем следующую сопряженную систему уравнений:

- для ЛЖФА

$$\begin{aligned} C_{\text{эф}}^{\text{ак}} \rho_{\text{эф}}^{\text{ак}} \frac{\partial^2 T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial \tau \partial d_2} V^{\text{ак}} &= -4\epsilon \sigma T_{\text{ак}}^3(\tau) \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial d_2} F_{\text{рад}}^{\text{ак}} + \\ &+ \frac{\lambda_{\text{эф}} N}{\delta_{\text{ак-вс}}} \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial d_2} - \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial d_2} \right] F_{\text{cond}}^{\text{ак}} + \left\{ \frac{\partial \alpha_{\text{к}}(T_{\text{ак}})}{\partial T} \times \right. \\ &\times [T_{\text{сп}} - T_{\text{ак}}(\tau)] \frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial d_2} - \alpha_{\text{к}}(T_{\text{ак}}) T_{\text{ак}}(\tau) \left. \right\} F_{\text{рад}}^{\text{ак}}; \\ \frac{\partial T_{\text{ак}}(0)}{\partial d_2} &= 0; \end{aligned}$$

- для ВРИ

$$\begin{aligned} C_{\text{рад}} \rho_{\text{рад}} \frac{\partial^2 T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial \tau \partial d_2} V_{\text{рад}} &= \\ = -4\epsilon \sigma \eta \left[T_{\text{рад}}^3(\tau) \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial d_2} F_{\text{рад}}^{\text{рад}} + T_{\text{рад}}^4(\tau) \right] + \\ + \left\{ \frac{\partial \alpha_{\text{к}}(T_{\text{рад}})}{\partial T} [T_{\text{сп}} - T_{\text{рад}}(\tau)] \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial d_2} - \right. \\ &\left. - \alpha_{\text{к}}(T_{\text{рад}}) T_{\text{рад}}(\tau) \right\} F_{\text{рад}}^{\text{ак}} + \\ + \frac{\lambda_{\text{рад}} N}{\delta_{\text{вс-рад}}} \left(\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial d_2} - \frac{\partial T_{\text{рад}}(\tau)}{\partial d_2} \right) F_{\text{cond}}^{\text{ак}}; \\ \frac{\partial T_{\text{рад}}(0)}{\partial d_2} &= 0; \end{aligned}$$

- для участка испарения АТТ

$$\begin{aligned} C(T_{\text{вс}}) \rho \left(\frac{\partial^2 T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau \partial d_2} V_{\text{вс}} + \frac{1}{2} \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial \tau} \pi d_2 L_e \right) &= \\ = \left\{ \frac{1}{R_{\text{вс}} + R_{\text{е}}^f + R_{\text{с}}^f + R_{\text{вс}}} \left[\frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial d_2} - \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial d_2} \right] F_{\text{вс}} + \right. \\ &+ \frac{1}{2} [T_{\text{вс}}(\tau) - T_{\text{вс}}(\tau)] \pi d_2 \left. \right\} + \\ + \frac{\lambda_{\text{эф}} N}{\delta_{\text{ак-вс}}} \left\{ \left[\frac{\partial T_{\text{ак}}(\tau)}{\partial d_2} - \frac{\partial T_{\text{вс}}(\tau)}{\partial d_2} \right] F_{\text{cond}}^{\text{ак}} + \right. \\ &\left. + [T_{\text{ак}}(\tau) - T_{\text{вс}}(\tau)] N \pi L_e \right\}; \\ \frac{\partial T_{\text{вс}}(0)}{\partial F_{\text{рад}}^{\text{рад}}} &= 0; \end{aligned}$$

- для участка конденсации АТТ

$$C(T_{we})\rho\left(\frac{\partial^2 T_{wc}(\tau)}{\partial\tau\partial d_2}V_{wc} + \frac{1}{2}\frac{\partial T_{wc}(\tau)}{\partial\tau}\pi d_2 L_c\right) =$$

$$= \left\{ \frac{1}{R_{we} + R_e^f + R_c^f + R_{wc}} \left[\frac{\partial T_{we}(\tau)}{\partial d_2} - \frac{\partial T_{wc}(\tau)}{\partial d_2} \right] F_{wc} + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{2} [T_{we}(\tau) - T_{wc}(\tau)] \pi d_2 \right\} +$$

$$+ \frac{\lambda_{эф} N}{\delta_{ак-wc}} \left\{ \left[\frac{\partial T_{wc}(\tau)}{\partial N} - \frac{\partial T_{рад}(\tau)}{\partial N} \right] F_{рад}^{рад} + \right.$$

$$\left. + [T_{wc}(\tau) - T_{рад}(\tau)] N \pi L_c \right\};$$

$$\frac{\partial T_{wc}(0)}{\partial F_{рад}^{рад}} = 0.$$

Полученные сопряженные системы обыкновенных дифференциальных уравнений решают так же, как и прямую задачу теплообмена методом Рунге — Кутты четвертого порядка при уже известных значениях температур в соответствующих изотермических узлах тепловой модели.

Для нахождения шага спуска $\alpha_{сп}$ в методе сопряженных градиентов рекомендовано использовать метод итерационной регуляризации [13]. Суть этого метода заключается в том, что необходимо найти параметр алгоритма, обеспечивающий минимум целевого функционала невязки на каждой итерации. Для этого запишем выражение для целевого функционала на следующей итерации с использованием принципа суперпозиции [13]

$$S(N, F_{рад}) =$$

$$= \frac{1}{2} \left[T_{ак}(N, \tau) - \alpha_{сп}(N) \frac{\partial T}{\partial N} \text{grad } S - T_{кр} \right]^2 +$$

$$+ \frac{1}{2} \left[T_{ак}(d_2, \tau) - \alpha_{сп}(d_2) \frac{\partial T}{\partial d_2} \text{grad } S - T_{кр} \right]^2.$$

Чтобы найти оптимумы шагов спуска, необходимо продифференцировать по двум шагам спуска данную вариацию и приравнять к нулю. Отсюда для шага спуска получаем следующие выражения:

- при итерационном поиске числа АТТ

$$\alpha_{сп}(N) = \frac{T_{кр} - T_{ак}(N, \tau)}{\frac{\partial T}{\partial N} \text{grad } S};$$

- при итерационном поиске эффективной площади ВРИ

$$\alpha_{сп}(F_{рад}) = \frac{T_{кр} - T_{ак}(d_2, \tau)}{\frac{\partial T}{\partial d_2} \text{grad } S}.$$

Предлагаемый алгоритм включает в себя следующие шаги:

- 1) задание начальных приближений для числа АТТ и эффективной площади ВРИ;
- 2) решение прямой задачи прогрева конструкции методом тепловых балансов с моделированием условий штатной эксплуатации конструкции;
- 3) составление среднеквадратичной невязки между теоретическим и критическим температурными полями ЛЖФА;
- 4) решение двух сопряженных задач по поиску компонент градиента целевого функционала невязки между теоретическим и экспериментальными температурными полями;
- 5) вычисление шага спуска в методе сопряженных направлений на основе метода итерационной регуляризации;
- 6) получение следующих итерированных приближений проектных параметров СОТР;
- 7) проверка критерия останова итерационного процесса; в случае его выполнения параметризованные величины считаются искомыми, иначе повторно выполняют пункты 1–6.

Для проверки эффективности разработанного алгоритма составлена программа теплового

Проектные параметры рассматриваемой СОТР

Параметр	Значение
Материал: ЛЖФА ВРИ корпуса АТТ	Литий-железо-фосфат Амг6 Ад31
Степень черноты поверхности ЛЖФА	0,8; 0,1
Внутренний диаметр АТТ, мм	5
Длина участка испарения/конденсации АТТ, мм	300/100
Длина транспортного участка АТТ, мм	50
Теплоноситель АТТ	Аммиак
Габаритные размеры, мм: ЛЖФА ВРИ	40×130×400 100×130×400

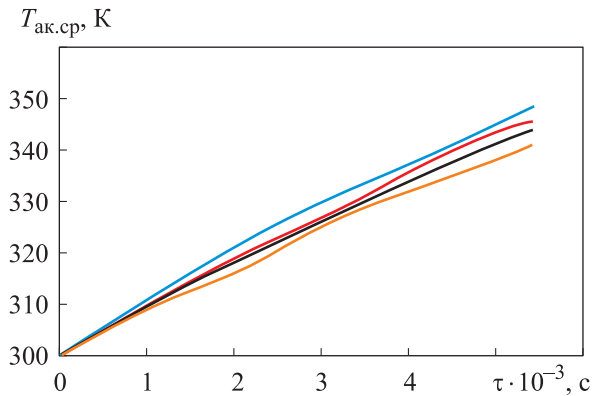


Рис. 5. Зависимости среднеобъемной температуры ЛЖФА $T_{ак.ср}$ от времени τ при числе АТТ $N = 3$ (—), 4 (—), 5 (—) и 6 (—)

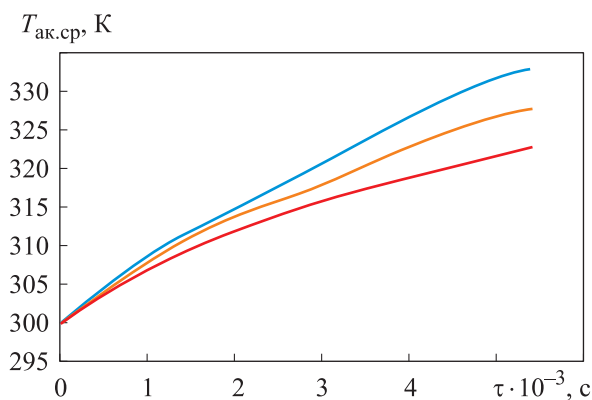


Рис. 6. Зависимости среднеобъемной температуры ЛЖФА $T_{ак.ср}$ от времени τ при внешнем диаметре АТТ $d = 12$ (—), 14 (—) и 16 мм (—)

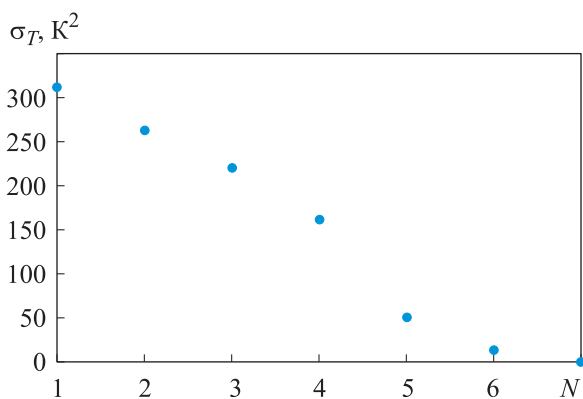


Рис. 7. Зависимость среднеквадратичной погрешности температуры ЛЖФА σ_T от номера итерации N

режима ЛЖФА при объемном тепловыделении устройства, равном 60 Вт. Проектные параметры рассматриваемой СОТР приведены в таблице.

Зависимости среднеобъемной температуры ЛЖФА $T_{ак.ср}$ от времени τ при числе АТТ $N = 3, 4, 5$ и 6 приведены на рис. 5, а зависимо-

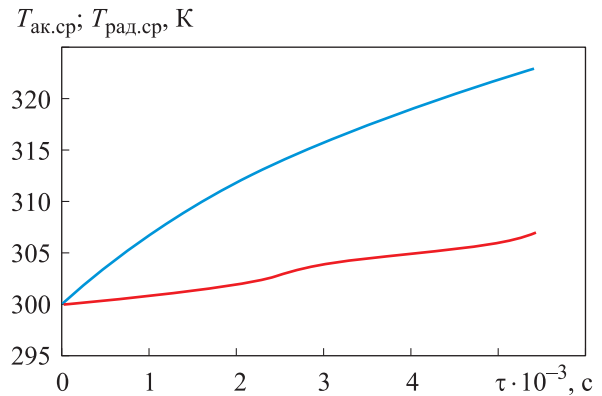


Рис. 8. Зависимости среднеобъемных температур ЛЖФА $T_{ак.ср}$ (—) и ВРИ $T_{рад.ср}$ (—) от времени τ

сти среднеобъемной температуры ЛЖФА от времени τ при внешнем диаметре АТТ $d = 12, 14$ и 16 мм — на рис. 6.

Итерационную сходимость исследуемых параметров целесообразно оценивать по среднеквадратичному отклонению штатной температуры от критической в зависимости от номера итерации. Зависимость среднеквадратичной погрешности температуры ЛЖФА σ_T от номера итерации N показана на рис. 7.

Результаты оценки состояния СОТР для ЛЖФА и ВРИ приведены на рис. 8.

Как видно из рис. 5 и 6, оптимальные показатели СОТР достигаются при использовании шести АТТ с внешним диаметром $d = 12$ мм. Остальные проектные параметры указаны в таблице.

Выводы

1. Разработана тепловая физико-математическая модель ЛЖФА с АТТ и ВРИ. На основе этой модели решена оптимизационная задача по поиску проектных параметров СОТР — внешнего диаметра и числа АТТ.

2. Проведен численный анализ теплового состояния СОТР при решении сформированной тепловой модели методом тепловых балансов. Система обыкновенных дифференциальных уравнений, построенная таким методом, решена методом Рунге — Кутты четвертого порядка точности.

3. Результаты расчетов показали, что оптимальные показатели СОТР могут быть достигнуты при использовании шести АТТ с минимальным внешним диаметром 12 мм.

Литература

- [1] Вершинин С.В., Майданик Ю.Ф. Гибкие миниатюрные контурные тепловые трубы. *Тепловые процессы в технике*, 2012, № 12, с. 559–565.
- [2] Zalmanovich S., Goncharov K. Radiators with LHP. *Int. Conf. Heat Pipes for Space Application*. Moscow, 2009, pp. 17–21.
- [3] Копяткевич Р.М., Гуля В.М., Тулин Д.В. и др. Тепловое проектирование и пофрагментная наземная отработка системы обеспечения теплового режима космического аппарата негерметичного исполнения на базе сотопанелей с тепловыми трубами. *Космонавтика и ракетостроение*, 2010, № 3, с. 33–41.
- [4] Панин Ю.В., Антонов В.А., Балькин М.А. К вопросу проектирования и эксплуатации ТТ в составе СТР посадочных модулей межпланетных станций для исследования тел солнечной системы. *Вестник НПО им. С.А. Лавочкина*, 2021, № 4, с. 31–38, doi: <https://doi.org/10.26162/LS.2021.54.4.005>
- [5] Гакал П.Г., Рузайкин В.И., Турна Р.Ю. и др. Экспериментальный стенд для исследования теплогидравлических процессов в системе терморегулирования телекоммуникационного спутника. *Авиационно-космическая техника и технология*, 2011, № 5, с. 6–15.
- [6] Володин Ю.Г., Федоров К.С., Яковлев М.В. Коэффициент теплоотдачи в пусковом режиме энергетической установки. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2007, № 1, с. 26–28.
- [7] Зудин Ю.Б. Влияние теплофизических свойств стенки на коэффициент теплоотдачи. *Теплоэнергетика*, 1998, № 3, с. 31–33.
- [8] Князев В.А., Никулин К.С. Эффективный коэффициент теплоотдачи в плоских щелях с неоднородным обогревом. *Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов*, 2016, № 1, с. 56–64.
- [9] Никонов А.А., Горбенко Г.А., Блинков В.Н. *Теплообменные контуры с двухфазным теплоносителем для систем терморегулирования космических аппаратов*. Москва, ЦНТИ Поиск, 1991. 302 с.
- [10] Игнатъев С.А. Влияние параметров процессов охлаждения на коэффициент теплоотдачи при термопластичном упрочнении. *Проблемы машиностроения и автоматизации*, 2009, № 2, с. 27–30.
- [11] Минаков А.В., Гузей Д.В., Жигарев В.А. Турбулентная вынужденная конвекция наножидкостей в круглом канале. *Ученые записки Казанского университета. Сер. Физико-математические науки*, 2015, т. 157, № 3, с. 85–96.
- [12] Аминов Д.М., Хафизов Ф.М. Экспериментальная оценка теплоотдачи инфракрасного нагревательного элемента. *Инновационная наука*, 2016, № 8–2, с. 16–18.
- [13] Алифанов О.М., Иванов Н.А., Колесников В.А. Методика и алгоритм определения температурных зависимостей теплофизических характеристик анизотропных материалов из решения обратной задачи. *Вестник МАИ*, 2012, т. 19, № 5, с. 14–20.

References

- [1] Vershinin S.V., Maydanik Yu.F. Flexible miniature loop heat pipes. *Teplovye protsessy v tekhnike* [Thermal Processes in Engineering], 2012, no. 12, pp. 559–565. (In Russ.).
- [2] Zalmanovich S., Goncharov K. Radiators with LHP. *Int. Conf. Heat Pipes for Space Application*. Moscow, 2009, pp. 17–21.
- [3] Kopyatkevich R.M., Gulya V.M., Tulin D.V. et al. Thermal designing and fragment-by-fragment ground development verification of thermal mode support system of non-pressurized spacecraft based on honeycomb panels with heat pipes. *Kosmonavtika i raketrostroenie* [Cosmonautics and Rocket Engineering], 2010, no. 3, pp. 33–41. (In Russ.).
- [4] Panin Yu.V., Antonov V.A., Balykin M.A. About design and operation of heat pipes as part of the thermal control systems of the landing module of interplanetary stations for the study of the solar system bodies. *Vestnik NPO im. S.A. Lavochkina*, 2021, no. 4, pp. 31–38, doi: <https://doi.org/10.26162/LS.2021.54.4.005> (in Russ.).

- [5] Gakal P.G., Ruzaykin V.I., Turna R.Yu. et al. Experimental stand for studying thermal-hydraulic processes in the thermal management system of a telecommunication satellite. *Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya*, 2011, no. 5, pp. 6–15. (In Russ.).
- [6] Volodin Yu.G., Fedorov K.S., Yakovlev M.V. Heat transfer coefficient in the start-up mode of the power plant. *Izvestiya vysshikh uchebnykh zavedeniy. Mashinostroenie* [BMSTU Journal of Mechanical Engineering], 2007, no. 1, pp. 26–28. (In Russ.).
- [7] Zudin Yu.B. Effect of the thermophysical properties of the wall on the heat transfer coefficient. *Teploenergetika*, 1998, no. 3, pp. 31–33. (In Russ.). (Eng. version: *Thermal Eng.*, 1998, vol. 45, no. 3, pp. 206–209.)
- [8] Knyazev V.A., Nikulin K.S. Effective heat-transfer coefficient in a flat parallel-plates duct with inhomogeneous heating. *Voprosy atomnoy nauki i tekhniki. Ser. Fizika yadernykh reaktorov* [Problems of Atomic Science and Engineering. Ser.: Physics of Nuclear Reactors], 2016, no. 1, pp. 56–64. (In Russ.).
- [9] Nikonov A.A., Gorbenko G.A., Blinkov V.N. *Teploobmennye kontury s dvukhfaznym teplonositelem dlya sistem termoregulirovaniya kosmicheskikh apparatov* [Heat-exchange circuits with two-phase coolant for spacecraft thermal management systems]. Moscow, TsNTI Poisk Publ., 1991. 302 p. (In Russ.).
- [10] Ignatyev S.A. Influence of parameters of process of cooling on factor heat-away at thermoplastic hardening. *Problemy mashinostroeniya i avtomatizatsii* [Engineering & Automation Problems], 2009, no. 2, pp. 27–30. (In Russ.).
- [11] Minakov A.V., Guzey D.V., Zhigarev V.A. Turbulent forced convection of nanofluids in a circular channel. *Uchenye zapiski Kazanskogo universiteta. Ser. Fiziko-matematicheskie nauki* [Proceedings of Kazan University. Physics and Mathematics Series], 2015, vol. 157, no. 3, pp. 85–96. (In Russ.).
- [12] Aminov D.M., Khafizov F.M. Experimental evaluation of heat transfer of an infrared heating element. *Innovatsionnaya nauka* [Innovation Science], 2016, no. 8–2, pp. 16–18. (In Russ.).
- [13] Alifanov O.M., Ivanov N.A., Kolesnikov V.A. Methodology and algorithm determining the temperature dependence of thermal and physical characteristics for anisotropic materials basing on an inverse problem solution. *Vestnik MAI* [Aerospace MAI Journal], 2012, vol. 19, no. 5, pp. 14–20. (In Russ.).

Статья поступила в редакцию 04.10.2023

Информация об авторе

БОРЩЕВ Никита Олегович — кандидат технических наук, ведущий инженер. ФГБУН «Объединенный институт высоких температур РАН» (125412, Москва, Российская Федерация, ул. Ижорская, д. 13, e-mail: www.moriarty93@mail.ru).

Information about the author

BORSHCHEV Nikita Olegovich — Candidate of Science (Eng.), Leading Engineer. Federal State Budgetary Scientific Institution Joint Institute for High Temperatures of the Russian Academy of Sciences (125412, Moscow, Russian Federation, Izhorskaya St., Bldg. 13, e-mail: www.moriarty93@mail.ru).

Просьба ссылаться на эту статью следующим образом:

Борщев Н.О. Выбор оптимальных проектных параметров системы обеспечения теплового режима литий-ионной аккумуляторной батареи. *Известия высших учебных заведений. Машиностроение*, 2024, № 4, с. 77–86.

Please cite this article in English as:

Borshchev N.O. Selecting optimal design parameters for a thermal control system of the lithium-ion battery. *BMSTU Journal of Mechanical Engineering*, 2024, no. 4, pp. 77–86.