

П. В. Аракчеев, Ph. D., зам. нач. отдела, arpv2002@inbox.ru,
В. Л. Безделов, науч. сотр., balery_wr@inbox.ru, **Е. В. Бурый**, д-р техн. наук, нач. отдела, buriy@bmstu.ru,
 Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана

Определение параметров релейного регулятора системы термостабилизации оптико-электронной аппаратуры, используемой при пониженных температурах окружающей среды

Рассмотрены особенности построения системы термостабилизации оптико-электронной аппаратуры (ОЭА) с релейным регулятором, обеспечивающей функционирование ОЭА при пониженных температурах в условиях ограничения пространственных градиентов температур элементов ее конструкции. Изложена методика определения параметров регулятора, основанная на экспериментальном определении параметров электротепловых моделей ОЭА и последующей коррекции математических моделей, обеспечивающих уменьшение локальных ошибок аппроксимации температурных зависимостей. Экспериментально подтверждено, что определение параметров релейного регулятора в результате применения методов векторной оптимизации и анализа полученных результатов на основе множества Парето позволяет реализовать систему термостабилизации, обеспечивающую минимальное время прогрева ОЭА при выполнении всех заданных ограничений по градиентам температур конструкции ОЭА и минимальном числе включений нагревателя.

Ключевые слова: оптика, аппаратура, термостабилизация, физическая модель, релейный регулятор, множество Парето

Введение

Эксплуатация оптико-электронной аппаратуры (ОЭА) нередко требует ее адаптации к применению при пониженных и отрицательных температурах окружающей среды T_0 . Термостабилизация ОЭА обеспечивается за счет применения электронагревателей (ЭН), располагаемых на элементах ее конструкции. Как правило, ЭН не удается разместить так, чтобы обеспечить равномерный нагрев конструкции ОЭА. Поэтому наряду с достаточно часто предъявляемым требованием обеспечения минимального времени прогрева ОЭА возникает требование безусловного выполнения ограничений по значениям градиентов температур в пределах конструкции ОЭА как в процессе нагрева аппаратуры до рабочей температуры T_w , так и в процессе ее поддержания. Основываясь на выводах работ [1–3], можно заключить, что для решения поставленной задачи необходимо определить параметры системы термостабилизации ОЭА, при которых будут обеспечены:

- нагрев ОЭА до температуры T_w в течение минимально возможного интервала времени t_w ;
- допустимые значения градиентов температур в пределах конструкции ОЭА;
- требуемая надежность функционирования системы, исключая перегрев ОЭА, приводящий к необратимой деструкции оптоэлектронных компонентов.

В настоящее время с помощью электронных ключей можно обеспечить надежную коммутацию нагревателя, имеющего рабочее напряжение от 20 до 30 В при токе от 5 до 10 А. Дальнейшее увеличение мощности нагревателя приводит к существ-

венному росту вероятности отказа коммутирующего элемента, прежде всего, вследствие возможности теплового пробоя ключа. Кроме того, увеличение мощности нагревателя приводит к росту уровня помех в цепях низковольтной силовой сети, что может привести к нежелательному воздействию на бортовую аппаратуру. Использование в качестве источника энергии силовой сети с более высоким напряжением позволяет существенно увеличить энергетику нагревателя, однако, поскольку отказ электронного ключа может носить катастрофические последствия для функционирования ОЭА, в качестве коммутирующего элемента используют электромеханические реле. Это предопределяет применение в системе термостабилизации ОЭА регулятора релейного типа. В явном виде требования к его функционированию сформировать не удастся, поскольку априори известны только ограничения по параметрам состояния объекта управления — ОЭА, а не ограничения по управлению. В этой ситуации формальное применение методов теории оптимального управления [4] для определения параметров регулятора вызывает значительные трудности, что приводит к целесообразности создания методики, обеспечивающей получение эффективного конечного решения при минимизации затрат на его формирование.

Модель объекта управления

Моделирование тепловых процессов в элементах конструкции ОЭА представляет собой сложную в части создания адекватной модели теплопередачи и трудоемкую в части получения конечного

решения задачи. Основываясь на известном принципе электротепловой аналогии, для оценки параметров регулятора можно ограничиться рассмотрением достаточно общей модели объекта управления (рис. 1, а), которую будем называть электротепловой. Эта модель физична в плане описания энергетического баланса происходящих тепловых процессов и адекватна в плане описания изменения во времени t температур $T_1(t), T_2(t), \dots, T_N(t)$ в точках 1, 2, ..., N конструкции ОЭА. Тип ЭН существенно влияет на вид переходной характеристики, поскольку скорости теплопередачи ЭН (трубчатых, пленочных и др.) различаются. Для учета этого фактора в состав модели введено звено запаздывания с параметром задержки τ [с].

Зная критичные по значению градиента температур T_{AB} точки A и B конструкции ОЭА, от достаточно сложного анализа общей электротепловой модели можно перейти к анализу совокупности двух частных электротепловых моделей A и B (рис. 1, б), описывающих временные зависимости температур $T_A(t)$ и $T_B(t)$. Ветвь $R_{OA}-C_{OA}$ цепи первой модели представляет тепловые процессы в основной части конструкции ОЭА, а ветвь R_A-C_A — тепловые процессы в той части конструкции, контролирующую температуру в точке A которой будем считать наибольшей. Ветвь цепи, содержащая сопротивление R_{AA} , моделирует передачу теплоты ОЭА в окружающее пространство. Ветви цепи второй модели представляют аналогичные процессы при контроле температуры точки B другой части этой же конструкции ОЭА. Следует отметить, что параметры элементов R_{AA} и R_{AB} обеих моделей в общем случае отличаются, хотя и близки.

Описывающие изменения токов в ветвях цепей электротепловых моделей A и B дифференциальные уравнения определяют напряжения $u_A(t)$ и $u_B(t)$, соответствующие значениям $T_A(t)$ и $T_B(t)$. Для модели A , применяя операторную форму записи, имеем

$$u_A(p) \left[\left(R_A + \frac{1}{pC_A} \right) \left(R_{OA} + \frac{1}{pC_{OA}} \right) + \left(R_A + \frac{1}{pC_A} \right) R_{AA} + \left(R_{OA} + \frac{1}{pC_{OA}} \right) R_{AA} \right] = I(p) \exp(-p\tau_A) \left(R_{OA} + \frac{1}{pC_{OA}} \right) \frac{1}{pC_A},$$

откуда получаем ее передаточную характеристику $H^A(p)$

$$H^A(p) = \frac{K^A (p - p_1^A) \exp(-p\tau_A)}{(p - p_2^A)(p - p_3^A)}, \quad (1)$$

$$\text{где } K^A = \frac{R_{AA} R_A C_A}{C_{OA} C_A (R_{OA} R_A + R_A R_{AA} + R_{AA} R_A)},$$

$p_1^A = \frac{-1}{R_A C_A}$, а p_2^A и p_3^A — корни характеристического уравнения

$$C_{OA} C_A (R_{OA} R_A + R_A R_{AA} + R_{AA} R_A) p^2 + C_{OA} C_A \left(\frac{R_A}{C_{OA}} + \frac{R_{OA}}{C_A} + \frac{R_{AA}}{C_{OA}} + \frac{R_{AA}}{C_A} \right) p + 1 = 0.$$

Разделив выражение (1) на p и используя обратное преобразование Лапласа, получаем выражение для переходной характеристики электротепловой модели A , считая что $t' = t - \tau_A$:

$$h^A(t) = \left[\frac{p_1^A}{p_2^A p_3^A} + \frac{\exp(-p_2^A t')}{p_3^A - p_2^A} - p_1^A \frac{\exp(-p_2^A t')}{p_2^A (p_3^A - p_2^A)} + p_1^A \frac{\exp(-p_3^A t')}{p_3^A (p_3^A - p_2^A)} - \frac{\exp(-p_3^A t')}{p_3^A - p_2^A} \right] K^A.$$

Аналогично определяется переходная характеристика $h^B(t)$ модели B , для которой

$$H^B(p) = \frac{K^B (p - p_1^B) \exp(-p\tau_B)}{(p - p_2^B)(p - p_3^B)}. \quad (2)$$

Характеристики $h^A(t)$ и $h^B(t)$ могут быть определены в результате использования метода спектрального анализа отклика объекта управления на импульсное воздействие [5] — включение ЭН мощностью W в течение такого интервала времени T_p , при котором частота, соответствующая первому минимуму спектра импульса воздействия, примерно в два раза превосходит частоту ω_ϕ , на которой фаза передаточной характеристики объекта становится равной $-\pi$. Величина W должна обеспечить такие точности оценок откликов — значений температуры, чтобы в результате деления спектра отклика объекта на спектр импульса воздействия по-

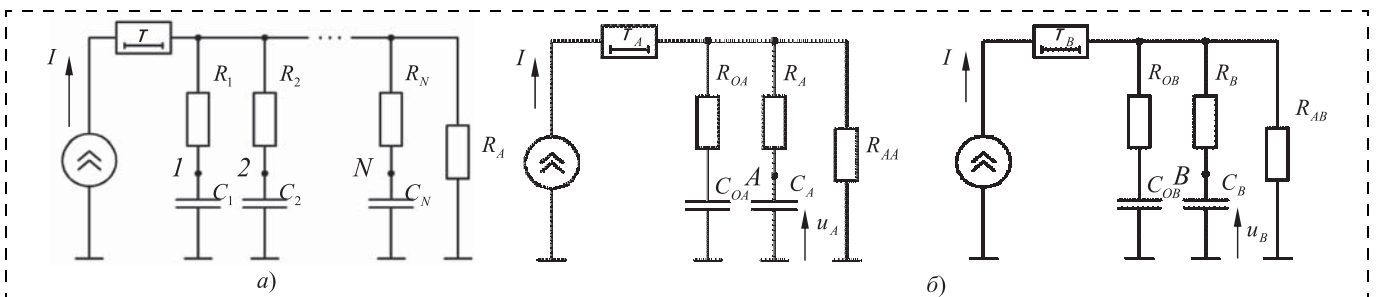


Рис. 1. Электротепловые модели ОЭА: модель общего вида (а); частные модели, обеспечивающие анализ температур двух точек конструкции ОЭА (б)

лучить состоятельные спектры импульсных характеристик объекта. Применение этого метода сопряжено с риском повреждения элементов ОЭА, поскольку T_p и W могут быть определены только экспериментально, а неконтролируемый нагрев ряда компонентов ОЭА может привести к их необратимым разрушениям. Определить $h^A(t)$ (и, соответственно, $h^B(t)$) можно, применив метод, заключающийся в нахождении параметров компонентов электротепловой модели путем решения задачи минимизации функционала

$$J^A = \int_0^{t_w} (aT_A(t) - u_A(t, R_A, R_{OA}, R_{AA}, C_A, C_{OA}, \tau_A))^2 dt \rightarrow \min, \quad (3)$$

$\xrightarrow{R_A, R_{OA}, R_{AA}, C_A, C_{OA}, \tau_A}$

где a — коэффициент преобразования измеряемой температуры в напряжение, $T_A(t)$ — экспериментально зарегистрированный в точке A конструкции ОЭА отклик на воздействие, реализуемое при M включениях ЭН с периодом t_c , причем продолжительность каждого включения $t_h \ll \min(C_{OA}R_{OA}, C_A R_A)$, а $t_w = Mt_c$. Для корректной регистрации отсчетов $T_A(t)$ в процессе перераспределения теплоты между элементами конструкции ОЭА следует обеспечить выполнение условия $5t_h < t_c < 10t_h$. Начальное решение для задачи (3) определяется на основе приближений: $R_{AA} \approx R_{AB} \approx R_O$; $C_{OA} + C_A \approx C_O$; $C_O R_O = \tau_O$, где τ_O — экспериментально установленная постоянная времени охлаждения конструкции ОЭА, а величина C_O принимается равной ее теплоемкости. Аналогично (3) определяется $h^B(t)$, причем $C_{OB} + C_B \approx C_O$.

Экспериментальная оценка применимости математической модели (1) для описания $H^A(p)$ (и, соответственно, $H^B(p)$) реального объекта управления показала, что характер тепловых процессов удается представить с вполне удовлетворительной погрешностью, оцениваемой уровнем максимального значения ошибки 0,1 °С.

В качестве физической модели (ФМ) I конструкции ОЭА использовалась прямоугольная пластина из сплава Д16 с габаритными размерами 268 × 200 × 6 мм. На ней установлены (рис. 2, а) плоский толсто пленочный ЭН с $W = 148$ Вт и в точках A и B — два терморезистора, обеспечивающие погрешность оценок температур T_A и T_B менее 1 %. На рис. 3, а представлены экспериментально зарегистрированные отклики $T_A^I(t)$ и $T_B^I(t)$, являющиеся результатом теплового воздействия $w(t)$ ЭН, включаемого в соответствии с ранее сформулированными рекомендациями ($M = 5$, $t_h = 20$ с, $t_c = 220$ с). В табл. 1 приведены соответствующие этим реализациям параметры электротепловых моделей А и В (эффективным способом получения решений оказалось применение метода покоординатного спуска). На рис. 3, а

приведены итоговые модельные реализации $T_A^{\text{mod I}}(t) = w(t) \otimes \frac{dh_A^I(t)}{dt}$ и $T_B^{\text{mod I}}(t) = w(t) \otimes \frac{dh_B^I(t)}{dt}$ (символом "⊗" обозначена операция свертки). Они удовлетворительно согласуются с $T_A^I(t)$ и $T_B^I(t)$.

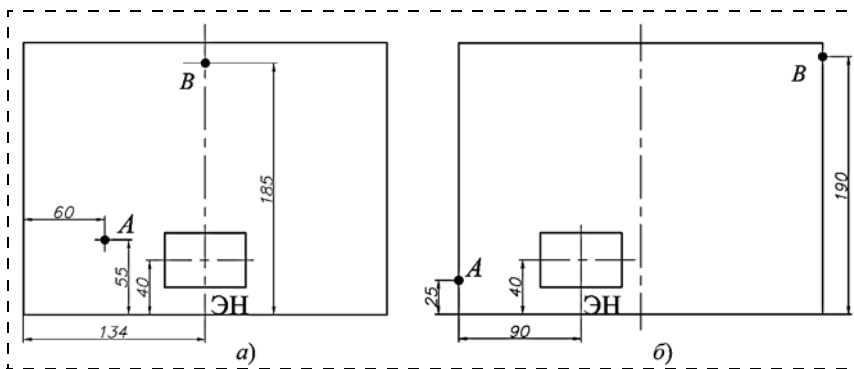


Рис. 2. Физические модели объекта управления: ФМ I (а) и ФМ II (б)

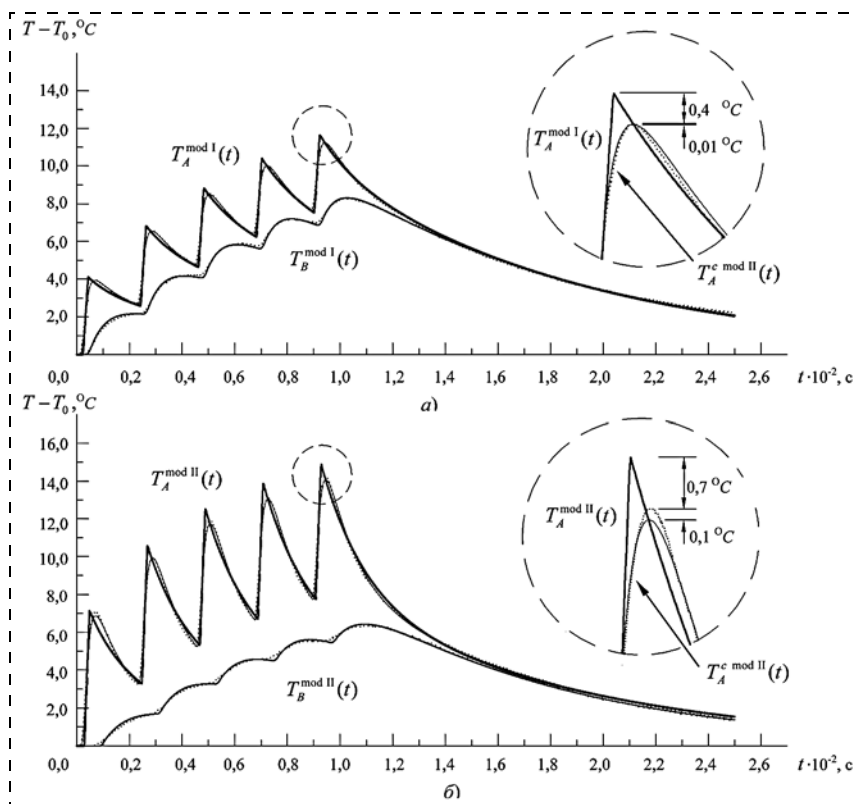


Рис. 3. Экспериментально зарегистрированные при одинаковых воздействиях $w(t)$ реализации $T_A^I(t)$, $T_B^I(t)$ и $T_A^{II}(t)$, $T_B^{II}(t)$ для ФМ I (а) и ФМ II (б) и соответствующие модельные реализации температур

Таблица 1

Параметры электротепловых моделей ФМ I и ФМ II

Электротепловые модели ФМ I				Электротепловые модели ФМ II				Размерность параметра
Модель А		Модель В		Модель А		Модель В		
R_{OA}	0,208	R_{OB}	0,257	R_{OA}	0,135	R_{OB}	0,390	Ом
R_A	0,443	R_B	0,003	R_A	1,090	R_B	0,007	
R_{AA}	1,078	R_{AB}	0,941	R_{AA}	1,090	R_{AB}	0,672	
C_{OA}	399	C_{OB}	533	C_{OA}	302	C_{OB}	380	Ф
C_A	399	C_B	472	C_A	334	C_B	792	
τ_A	23,5	τ_B	34,1	τ_A	28,6	τ_B	88,3	с
J_{\min}^A	77,9	J_{\min}^B	9,4	J_{\min}^A	278,6	J_{\min}^B	11,3	В ²

Для подтверждения общности описания объекта управления с использованием двух частных электротепловых моделей была сформирована ФМ II, отличающаяся от ФМ I расположением ЭН и терморезисторов (см. рис. 2, б). На рис. 3, б представлены отклики ФМ II $T_A^{II}(t)$ и $T_B^{II}(t)$, зарегистрированные при реализации такого же воздействия ЭН $w(t)$, как и при идентификации ФМ I. Удовлетворительные соответствия $T_A^{\text{modI}}(t)$, $T_A^I(t)$ и $T_A^{\text{modII}}(t)$, $T_A^{II}(t)$ (рис. 3), имеющие место при значительных отличиях характеристик асимметричных ФМ I и ФМ II, свидетельствуют о применимости предложенного способа формирования тепловых моделей для существенно различающихся по конструкции объектов управления.

Наибольшие ошибки аппроксимации $T_A(t)$ и $T_B(t)$ при использовании предложенных электротепловых моделей имеют место в тех интервалах времени, в пределах которых осуществляется передача теплоты от более нагретой части конструкции ОЭА к менее нагретой. Эти ошибки критичны при

построении регулятора, в котором используется разностный сигнал $T_{AB}(t) = T_A(t) - T_B(t)$: реализация условия $T_A^{\text{mod}}(t) - T_B^{\text{mod}}(t) \leq T_{AB \max}$ не позволит обеспечить минимально возможное значение времени нагрева t_w ОЭА до рабочей температуры T_w . Если реализация условия $t_w \rightarrow \min$ важна, можно осуществить коррекцию математических моделей путем введения дополнительных полюсов. Основываясь на выражении (1), например, для $H^{cA}(p)$, получим:

$$H^{cA}(p) = \frac{K^{cA}(p - p_1^{cA}) \exp(-p\tau_A^c)}{(p - p_2^{cA})(p - p_3^{cA})(p - p_4^{cA})}, \quad (4)$$

где p_4^{cA} — параметр введенного полюса. Такая коррекция возможна, поскольку параметры (4) могут быть определены путем решения задачи минимизации функционала вида

$$J^{cA} = \int_0^{t_{\text{work}}} (\alpha T_A(t) - u_A(t, K^{cA}, p_1^{cA}, p_2^{cA}, p_3^{cA}, p_4^{cA}, \tau_A^c))^2 dt \rightarrow \min, \quad (5)$$

который, по сути, аналогичен виду (3). Кроме того, коррекция оправдана, так как введение дополнительного полюса позволяет улучшить приближение $H^{cA}(p)$ в указанных интервалах времени. Аналогичные рассуждения справедливы и для модели В. Соответствующие экспериментальным данным $T_A^I(t)$ и $T_A^{II}(t)$ параметры $H^{cA}(p)$ и $H^{cB}(p)$, полученные в результате использования метода покоординатного спуска для поиска решения J^{cA} и J^{cB} , приведены в табл. 2. Применение скорректированных математи-

Таблица 2

Параметры математических моделей ФМ I и ФМ II

Математическая модель ФМ I				Математическая модель ФМ II			
Компоненты $H^{cA}(p)$		Компоненты $H^B(p)$		Компоненты $H^{cA}(p)$		Компоненты $H^B(p)$	
K^{cA}	$1,13 \cdot 10^{-4}$	K^B	$2,23 \cdot 10^{-5}$	K^{cA}	$1,80 \cdot 10^{-4}$	K^B	$4,09 \cdot 10^{-5}$
$\tau_A^c, \text{с}$	12,5	$\tau_B, \text{с}$	34,1	$\tau_A^c, \text{с}$	16,2	$\tau_B, \text{с}$	88,3
p_1^{cA}	$-6,02 \cdot 10^{-3}$	p_1^B	$-7,10 \cdot 10^{-1}$	p_1^{cA}	$-3,45 \cdot 10^{-3}$	p_1^B	$-1,94 \cdot 10^{-1}$
p_2^{cA}	$-1,00 \cdot 10^{-3}$	p_2^B	$-9,77 \cdot 10^{-4}$	p_2^{cA}	$-1,13 \cdot 10^{-3}$	p_2^B	$-1,18 \cdot 10^{-3}$
p_3^{cA}	$-9,32 \cdot 10^{-3}$	p_3^B	$-1,70 \cdot 10^{-2}$	p_3^{cA}	$-9,27 \cdot 10^{-3}$	p_3^B	$-1,00 \cdot 10^{-2}$
p_4^{cA}	$-6,70 \cdot 10^{-2}$	—	—	p_4^{cA}	$-5,47 \cdot 10^{-2}$	—	—
$J_{\min}^{cA}, \text{В}^2$	10,7	$J_{\min}^B, \text{В}^2$	9,4	$J_{\min}^{cA}, \text{В}^2$	22,0	$J_{\min}^B, \text{В}^2$	10,9

ческих моделей вида (4) позволяет построить модельные реализации $T_A^{c\text{mod}}(t)$ и $T_B^{c\text{mod}}(t)$, обеспечивающие меньшие значения J_{\min}^{cA} и J_{\min}^{cB} , чем ранее полученные значения J_{\min}^A и J_{\min}^B . Этот факт подтверждает свойство общности введенных математических моделей.

Нахождение решения (5) может оказаться невозможным в условиях отсутствия хорошего начального приближения. Для его поиска оправдано использование электротепловой модели А (и, соответственно, для нахождения решения J^{cB} — электротепловой модели В). Так как в целом ряде случаев локальные ошибки аппроксимации $T_B(t)$ при использовании (2) оказываются невелики, объект управления можно описать, применяя модели (2) и (4), и определять параметры регулятора, используя параметры этих моделей (табл. 2). При этом ошибки аппроксимации температурной зависимости $T_A(t)$ существенно уменьшаются (рис. 3).

Определение оптимальных параметров регулятора

Разность одновременно регистрируемых температур T_B и T_A в точках А и В конструкции РЭА пропорциональна величине W (при наличии теплопередачи в рассматриваемой системе), поэтому время нагрева ОЭА будет минимально при реализации условия $T_A - T_B = T_{AB\text{max}}$ в любой момент времени t . Таким образом, длительность сигнала включения реле определяется величиной $T_{AB}(t)$. Параметры регулятора — пороговое значение разности температур T_{\max}^{th} , по достижении которого ЭН будет отключен, и пороговое значение $T_{\min}^{th} < T_{\max}^{th}$, при достижении T_A которого после выключения ЭН он будет

снова включен, если $T_A < T_w$, должны удовлетворять условиям

$$T_{\max}^{th} < T_{AB\text{max}}; \quad (6)$$

$$0 < T_{\min}^{th} < T_{\max}^{th} - T_n, \quad (7)$$

где заданная величина T_n определяет устойчивость регулятора к воздействию электрических помех в канале измерения температуры.

Качество функционирования регулятора предложено оценивать, используя вектор $\mathbf{K}(M, t_w)$, определяемый в базе реализуемых пар значений параметров — числа включений M ЭН и соответствующего интервала времени t_w между моментом времени первого включения ЭН и моментом времени достижения заданного значения температуры T_w в точке А (или В) конструкции ОЭА. Оптимальные параметры регулятора определяются результатами выполнения процедуры векторной оптимизации

$$\mathbf{K}(M, t_w) \xrightarrow{T_{\min}^{th}, T_{\max}^{th}} \min, \quad (8)$$

которая может быть реализована в соответствии с рекомендациями работы [6].

Так, для ФМ I, анализируя множество решений, полученных методом прямого перебора параметров синтезируемого регулятора в окрестности предполагаемых решений, ограниченных условиями (6) и (7), шаг изменения параметров T_{\min}^{th} и T_{\max}^{th} целесообразно ограничить величиной $0,1^\circ\text{C}$, что обусловлено реально достижимой точностью измерения температур T_A и T_B . Приняв $T_n = 0,5$, $T_{\max}^{th} \in [1,0; 1,1; \dots; 5,0]$, $T_{\min}^{th} \in [0,0; 0,1; \dots; T_{\max}^{th} - T_n]$ и $T_{AB\text{max}} = 7,0^\circ\text{C}$, получим множество решений (рис. 4, а), из которых

выберем наилучшее: $T_{\min}^{th} = 3,2^\circ\text{C}$,

$T_{\max}^{th} = 3,7^\circ\text{C}$, для которого $M = 9$ и $t_w = 1126$ с. Экспериментальная проверка функционирования регулятора с такими параметрами показала, что уточненную модель (4) объекта можно считать адекватной (рис. 5).

Итогом поиска T_{\min}^{th} и T_{\max}^{th} , удовлетворяющих критерию (8), может стать множество решений, из которого необходимо выбрать то, которое в наибольшей степени соответствует достижению конечной цели — обеспечению надежной термостабилизации ОЭА при ее наискорейшем нагреве до рабочей температуры. Так, если для достаточно простых объектов — ФМ I и ФМ II — удается выделить единственное решение (рис. 4, б), то решение задачи термостабилизации

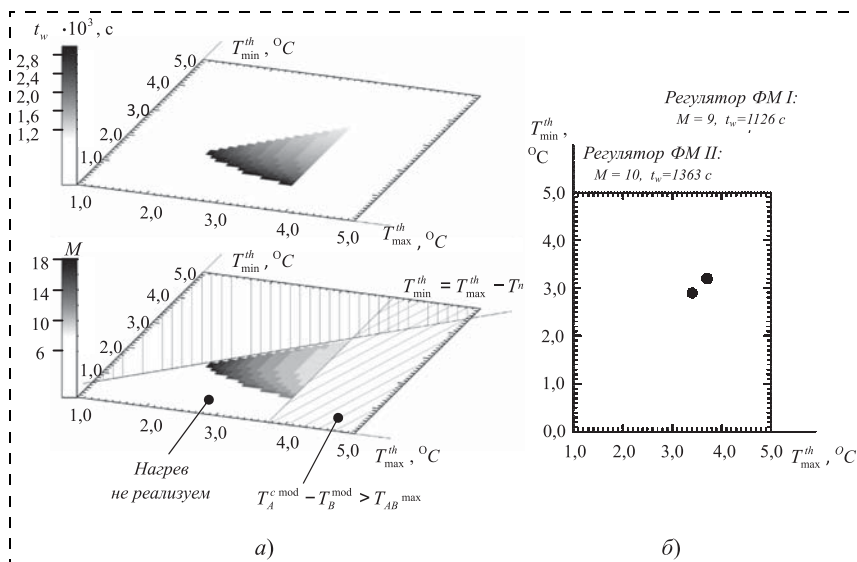


Рис. 4. Результаты расчета параметров регуляторов для систем термостабилизации ФМ I и ФМ II: множества допустимых решений для ФМ I (а); оптимальные по Парето параметры регуляторов релейного типа для ФМ I и ФМ II (б)

сложного объекта требует выбора решения из множества, содержащего десяток решений. В таких случаях эффективно использование решения, оптимального по Парето [6]. Отметим, что в общем случае систему параметров регулятора целесообразно расширить, введя в рассмотрение мощность W ЭН, что приводит к следующему представлению процедуры векторной оптимизации:

$$K(M, t_w) \xrightarrow{T_{\min}^{th}, T_{\max}^{th}, W} \min. \quad (9)$$

Методика определения параметров системы термостабилизации ОЭА и особенности технической реализации этой системы

Для нахождения параметров системы термостабилизации ОЭА, реализующей ограничения по значению градиента T_{AB} , должны быть выполнены следующие процедуры:

- рассчитана мощность W ЭН, который обеспечит нагрев ОЭА с температурой T_0 , до рабочей температуры T_w в течение интервала времени t_w , по окончании которого ожидается готовность ОЭА к работе (оценка \hat{W} может быть получена из соотношения $\hat{W} = (T_w - T_0) \bar{C} m / t_w$, где \bar{C} — оценка удельной теплоемкости ОЭА массой m , формируемая с учетом особенностей конструкции ОЭА);
- определены точки конструкции ОЭА — узлы крепления оптических элементов ОЭА и т.п., для которых нужно обеспечить минимальное значение градиента температур;
- экспериментально определены отклики $T_A(t)$ и $T_B(t)$ ОЭА на воздействие, реализуемое при M включениях ЭН с мощностью $W > \hat{W}$ (оценка \hat{W} будет занижена из-за сложности правильного учета передачи теплоты от элементов конструкции ОЭА к внешним конструктивным элементам, поэтому целесообразно выбирать $W = (2...3) \hat{W}$);
- путем решения задач минимизации функционалов J^A и J^B определены параметры компонентов электротепловых моделей ОЭА, а также найдены параметры соответствующих математических моделей передаточных характеристик $H^A(p)$ и $H^B(p)$;
- определены параметры уточненных математических моделей передаточных характеристик $H^{cA}(p)$ и $H^{cB}(p)$ путем решения задач минимизации функционалов J^{cA} и J^{cB} с использованием в качестве начального приближения ранее найденных значений $K^A, \tau_A, p_1, p_2, p_3$ и $K^B, \tau_B, p_1, p_2, p_3$;
- определены параметры T_{\min}^{th} и T_{\max}^{th} регулятора в результате решения задачи оптимизации на основе векторного критерия (8).

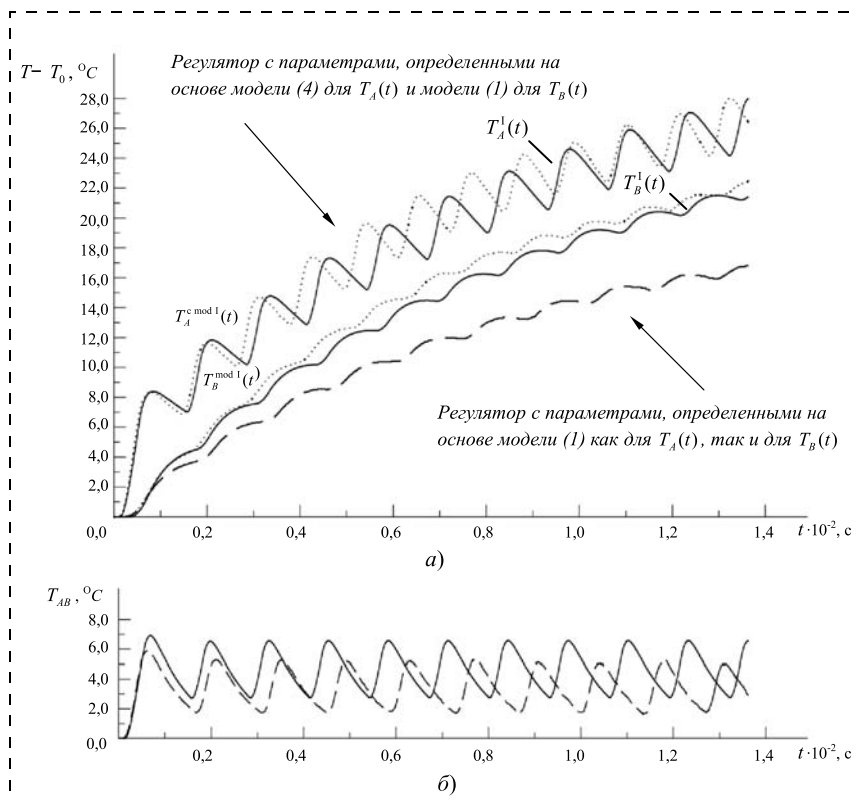


Рис. 5. Экспериментальные и модельные (точки) реализации температур в точках А и В ФМ I (а), характеризующие работу регуляторов с различными параметрами; разности температур в этих точках (б)

Надежность функционирования системы термостабилизации ОЭА зависит от ее технической реализации. В настоящее время с помощью электронных ключей можно обеспечить надежную коммутацию ЭН мощностью до 300 Вт, имеющих рабочее напряжение от 20 до 30 В и рабочий ток от 5 до 10 А (использование ЭН большей мощности оказывается технически нецелесообразным из-за необходимости увеличения классификационной мощности коммутирующего элемента). Применение ЭН, подключаемого к силовой сети с более высоким напряжением, позволяет существенно увеличить энергетику ЭН. В этом случае, однако, отказ электронного ключа может привести к катастрофическим последствиям — вплоть до выхода ОЭА из строя. Если значение W превышает несколько десятков ватт, в качестве коммутирующего элемента устройства управления ЭН оправдано использование электромеханического реле. Этот элемент позволяет реализовать величину $t_h \geq 1$ с, поэтому для увеличения ресурса работы системы термостабилизации целесообразно выполнить коррекцию параметров регулятора, обеспечив увеличение значения t_h .

Разработанная методика использована для построения системы термостабилизации твердотельного лазера "Импан-10" с накачкой активного элемента излучением полупроводниковых лазеров [7]. Несмотря на сложность конструкции этой ОЭА (рис. 6, а, см. вторую сторону обложки) и существенное отличие направлений распространения

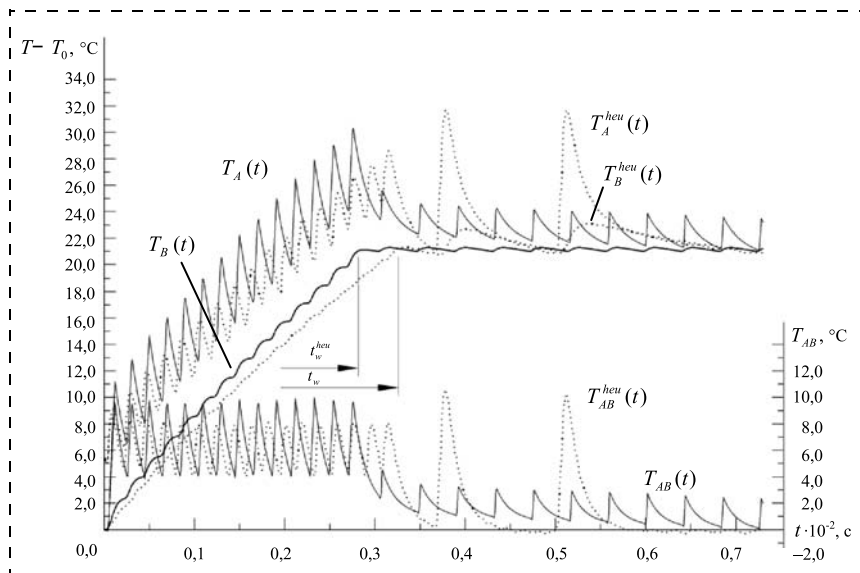


Рис. 7. Функционирование системы термостабилизации ОЭА "Имплан-10" с регулятором, реализующим эвристический алгоритм управления (точки), и с регулятором, параметры которого оптимальны по Парето

тепловых потоков от тех, которые имели место в исследованных ФМ I и ФМ II (рис. 6, б), экспериментально подтверждено обеспечение требуемого условия $T_{AB\max} < 10^\circ\text{C}$ в диапазоне температур окружающей среды от -40 до $+10^\circ\text{C}$ при использовании регулятора с рассчитанными параметрами $T_{\min}^{th} = 4,8$ и $T_{\max}^{th} = 5,4^\circ\text{C}$, соответствующих элементу множества Парето с $M = 14$ (рис. 7). Время нагрева ОЭА до $T_w = 21^\circ\text{C}$ оказалось почти на 15 % меньшим, чем величина t_w^{heu} , обеспечиваемая при реализации эвристического алгоритма управления, основанного на периодическом включении ЭН с $W = 900$ Вт в течение интервала времени $t_h = 8$ с.

Заключение

Определение параметров регулятора релейного типа путем анализа результатов теплового воздействия на конструкцию ОЭА используемого в ее составе ЭН обеспечивает наряду с минимизацией трудозатрат на моделирование тепловых процессов в ОЭА минимизацию времени прогрева ОЭА при выполнении ограниченный по пространственным градиентам температур и повышенную надежность функционирования системы термостабилизации за счет минимизации числа включений ЭН.

Список литературы

1. Дубиновский А. М., Панков Э. Д. Стендовые испытания и регулировка оптико-электронных приборов. Л.: Машиностроение, 1986. 152 с.
2. Optoelectronic devices: Advanced Simulation and Analysis / Ed. J. Piprek. USA: Springer, 2005. 452 p.
3. Optomechanical Engineering Handbook / Ed. A. Ahmad. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999. 416 p.
4. Понтрягин Л. С., Болтянский В. Г., Гамкрелидзе Р. В., Мищенко Е. Ф. Математическая теория оптимальных процессов. М.: Наука, 1983. 392 с.
5. Кузьмин М. П. Электрическое моделирование нестационарных процессов теплообмена. М.: Энергия, 1974. 416 с.
6. Подиновский В. В., Ногин В. Д. Парето-оптимальные решения многокритериальных задач. М.: Наука, 1982. 255 с.
7. Твердотельный лазер с полупроводниковой накачкой. Московский государственный технический университет имени Н. Э. Баумана [Официальный сайт]. URL: http://llis.bmstu.ru/Твердотельный_лазер_с_полупроводниковой_накачкой (дата обращения: 25.12.2015).

Determination of the Relay Controller Parameters for the Optoelectronic Thermal Stabilization System Operating at Low Ambient Temperatures

P. V. Arakcheev, arpv2002@inbox.ru, V. L. Bezdlov, balery_wr@inbox.ru, E. V. Buryi, buryi@bmstu.ru✉, Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation

Corresponding author: Buryi Evgeniy V., Professor, D. Sc., Head of Department, Bauman Moscow State Technical University, Moscow, Russian Federation, e-mail: buryi@bmstu.ru, web: www.llis.bmstu.ru

Received on March 23, 2016
Accepted on April 04, 2016

This paper presents an approach to the design of a thermal stabilization system for the optoelectronic equipment (OEE) operating at low ambient temperatures and based on a relay controller. The main goal of the design procedure is minimization of the amount of the warm-up time t_w and the number of heater switchings. The constraints applied to the spatial gradients of the design elements should be taken into account in order to limit deformation of the OEE design. Since these constraints are applied only to the system state variables, the controller parameters' constraints cannot be explicitly formulated. We use the electro-thermal model for the object control in the design procedure. This model describes adequately the energy balance of the thermal processes and thermal responses $T_A(t)$, $T_B(t)$ in points A, B of the OEE design. Model approximation error is critical for the controller, which uses differential signal $T_{AB}(t) = T_A(t) - T_B(t)$ to fulfill the condition $t_w \rightarrow \min$. Experiments with physical models show that this error can be significantly decreased by introduction of additional poles of the transfer func-

tion. Pareto optimal relay controller parameters are determined as a result of solving the vector optimization problem, which minimizes the amount of OEE warm-up time and the number of the heater switchings. Experiments confirm the compliance of all the constraints applied to the temperature gradients of OEE design elements. The proposed technique was used for designing of the thermal stabilization system for a diode-pumped solid-state laser.

Keywords: optics, equipment, thermal stabilization, physical model, relay controller, Pareto optimality

For citation:

Arakcheev P. V., Bezdelov V. L., Buryi E. V. Determination of the Relay Controller Parameters for the Optoelectronic Thermal Stabilization System Operating at Low Ambient Temperatures, *Mekhatronika, Avtomatizatsiya, Upravlenie*, 2016, vol. 17, no. 9, pp. 678–685.

DOI: 10.17587/mau.17.678-685

References

1. Dubinovskij A. M., Pankov E. D. *Stendovye ispytaniya i regulirovka optico-electronnyh priborov* (Bench testing and adjustment of optoelectronic devices), Leningrad, Mashinostroenie, 1996, 152 p. (in Russian).

2. Piprek J. ed. *Optoelectronic devices: Advanced Simulation and Analysis*, USA, Springer, 2005, 452 p.

3. Ahmad A. ed. *Optomechanical Engineering Handbook*, Boca Raton, CRC Press LLC, 1999, 416 p.

4. Pontryagin L. S., Boltyanskij V. G., Gamkrelidze R. V., Mishenko V. F. *Matematicheskaya teoriya optimal'nykh processov* (Mathematical theory of optimal processes), Moscow, Nauka, 1983, 392 p. (in Russian).

5. Kuzmin M. P. *Electricheskoe modelirovanie nestacionarnykh processov teploobmena* (Electrical simulation of nonstationary heat exchange processes), Moscow, Energy, 1974, 416 p. (in Russian).

6. Podinovcky V. V., Nogin V. D. *Pareto-optimal'nye resheniya mnogokritererial'nykh zadach* (Pareto-optimal solutions of multicriterion problems), Moscow, Nauka, 1982, 255 p. (in Russian).

7. Diode-pumped solid state laser Implan-10, available at: http://www.lilis.bmstu.ru/Diode-pumped_solid_state_laser_Implan-10.

УДК 621.92

DOI: 10.17587/mau.17.685-689

И. С. Сидоров, аспирант, sidoov@rambler.ru, В. Е. Лысов, д-р техн. наук, проф., Самарский государственный технический университет

Анализ влияния частоты квантования цифрового регулятора положения позиционно-следящего электропривода на динамические показатели качества управления

Исследован процесс формирования погрешности в зависимости от частоты квантования цифровой части числового программного управления, реализующего программу движения подвижного органа станка. Проведено сравнение системы с непрерывным прототипом, принятым за идеал. Согласно проведенным исследованиям и с использованием теоремы Шеннона — Котельникова получено соотношение, которое позволяет повысить производительность технологических операций при обработке сложных профилей.

Ключевые слова: экстраполятор нулевого порядка, следящий электропривод, дискретная система, система подчиненного регулирования, цифроаналоговый преобразователь, частота квантования, аналоговый прототип

Позиционно-следящий электропривод нашел широкое применение в металлообработке, сборочных производствах, в сварочных процессах [1] для реализации перемещения подвижных узлов.

В предлагаемой статье анализируются динамические показатели качества управления в зависимости от частоты квантования цифровой части числового программного управления, реализующего программу движения подвижного органа станка [2]. Частота квантования определяется экстраполятором нулевого порядка, входящим в состав цифроаналогового преобразователя (ЦАП) [3]. Сравнение бу-

дем проводить с непрерывным прототипом системы. Структурная схема привода подачи строится по принципу систем с подчиненным регулированием [4] и включает контур тока, скорости и положения. Динамические показатели качества системы при технологических операциях обработки детали определяет контур положения. Структурная схема позиционно-следящего электропривода, принятого в данном исследовании, показана на рис. 1 [5].

На рис. 1 обозначено: $W_{\text{ЭКС}}(p)$ — передаточная функция экстраполятора нулевого порядка, K — коэффициент передачи аналоговой части системы, T_1 — постоянная времени оптимизированного контура положения, p — оператор Лапласа, $X_{\text{ЗД}}(p)$ — изображение заданного значения координаты, $X(p)$ — изображение ее фактического значения.

Анализ влияния частоты квантования особенно важен для прецизионных установок, например станков класса С при обработке сложных профилей, которые можно аппроксимировать фрагмен-

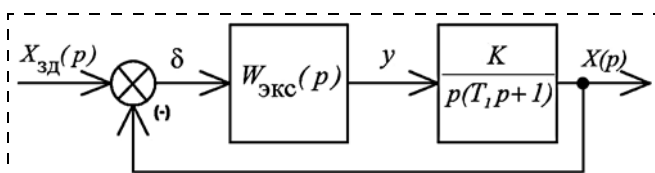


Рис. 1. Структурная схема электропривода