

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Хавин Г. Л.

Прогнозирование величины отложений на поверхности пластинчатых теплообменников 3

Голуб Н. Б.

Технологічна схема культивування мікроводоростей за використання газових викидів для одержання енергоносіїв 10

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Башинський В. Г.

Загальні положення комплексного методу оцінки та порівняння систем захисту літального апарату від керованих ракет з інфрачервоними головками самонаведення 15

Климов В. Ф., Михайлов В. В., Кудреватых Д. Н., Шипулин А. А.

Модульный метод проектирования систем очистки воздуха для объектов бронированной техники 18

Костюк В. Е., Кирилаш Е. И., Кравчук А. Л.

Обобщённая математическая модель теплового состояния укрытий газотурбинных установок 22

Кравченко О. В., Велигоцкий Д. А., Пода В. Б.

Физическое моделирование тепломассообмена при термохимической водородной обработке призабойной зоны пласта нефтяной или газовой скважины 27

Куценко А. С., Товажнянский В. И., Коваленко С. В.

Математическое моделирование управляемого процесса теплоснабжения зданий 36

Близнюк О. Н., Огурцов А. Н.

Термолюминесцентное определение неизотермических кинетических параметров возбуждения матрично-изолированных центров в кристаллах инертных элементов 44

Башинський К. В.

Бойові можливості авіаційних комплексів при вирішенні задач повітряної розвідки 50

Огурцов А. Н., Близнюк О. Н., Масалитина Н. Ю.

Моделирование матрично-активированного переноса энергии к примесным центрам в технологии модификации материалов электронными возбуждениями 54

Анипко О. Б., Хайков В. Л.

Методика оценки элементов траектории артиллерийских боеприпасов с геронтологическими изменениями пороха при стрельбе из ствола с износом 59

Моргунов В. В.

Численное моделирование процессов электронно-лучевой очистки дымовых газов. Система $N_2 - O_2 - H_2O - NO$ 67

Башинський В. Г.

Оптимізація процесу випробувань систем захисту авіаційної техніки від керованих ракет з інфрачервоними головками самонаведення 72

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Арсеньєва О. П.

Полуэмпирическая модель турбулентного теплопереноса при движении жидкости в каналах сетчато-поточного типа 75

Болюх В. Ф., Олексенко С. В.

Влияние параметров ферромагнитного сердечника на электромеханические параметры индукционно-динамического двигателя 83

Ульянов В. П., Булавин В. И., Ульянова И. В., Артамонов А. П.

Экономическая оценка технологического процесса комплексной переработки железосодержащих пылей и шламов металлургических переделов с получением металлизированных окатышей 91

Жученко О. А.

Нечітка система керування режимом пуску процесу екструзії полімерів 96

Загребельная Л. И., Кобец Е. В., Часовский А. С.

Исследование возможности использования реактивных горелок для размораживания смерзшихся сыпучих материалов 101

Резніченко В. В., Бутенко А. М., Резніченко Г. М., Лобойко В. О., Юрченко Г. О.

Кінетичні параметри реакції одержання металічного нікелю з його оксалату 105

Мазур Е. В., Тимченко В. К.

Влияние структуры материала на процесс экстракции 109

Соловьев В. М., Папакица В. В., Шепеленко Г. А., Воробьев М. И.

Новые методы изготовления лопаточных колес гидротрансформаторов 114

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

Анипко О. Б., Больших А. А.

Влияние геронтологических изменений пороховых зарядов двигателей реактивных глубинных бомб на их баллистические и боевые характеристики 119

Анипко О. Б., Миргород Ю. И., Примак А. В.

Перечень показателей свойств и база данных ТТХ транспортного летательного аппарата как сложной технической системы 123

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ОТЛОЖЕНИЙ НА ПОВЕРХНОСТИ ПЛАСТИНЧАТЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

Вступление. Загрязнение теплопередающей поверхности теплообменников представляет собой одну из важнейших проблем в общем потреблении энергии. Появление отложений различного характера не только ухудшает теплопередачу и увеличивает расходы на перекачивание рабочих сред через аппарат, но и на стадии проектирования требует учета запаса поверхности, что увеличивает капитальные затраты. Кроме того, очистка теплообменников как безразборная промывка, так и с полной разборкой, требует дополнительных финансовых и людских затрат. Поэтому задача создания математических моделей, позволяющих на стадии проектирования прогнозировать появление и рост отложений на теплопередающей поверхности пластинчатых теплообменников, является актуальной и имеет практическую ценность.

Состояние проблемы и формулировка задачи. В большинстве практических приложений загрязнение поверхности теплопередачи является следствием проявления действующих одновременно нескольких механизмов отложений. Наиболее распространено загрязнение за счет реакции кристаллизации, механическое осаждение, коррозия и химическая реакция. Среди этих механизмов наиболее опасным с точки зрения экономического ущерба является кристаллизация и осаждение из растворов, действующие одновременно.

Несмотря на то, что процесс кристаллического осаждения из насыщенных растворов достаточно хорошо изучен, однако практическое приложение исследований пока не имеет широкого применения, в силу отсутствия информации, подтверждающей достоверность расчетов.

Кристаллизационное загрязнение возникает при кристаллизации растворенных свободных радикалов из раствора теплоносителя на теплопередающую поверхность. Это происходит, когда концентрация растворенных частиц в рабочем растворе превысит его предел растворимости. В пластинчатых теплообменниках эти условия могут быть достигнуты в следующих случаях:

- теплоноситель с нормальным растворением солей охлаждается ниже температуры растворения;
- теплоноситель с обратной растворимостью солей нагревается выше температуры растворимости;
- смешивание различных потоков опережает условия перенасыщения раствора;
- изменение pH теплоносителя.

Из многочисленных экспериментальных исследований и натуральных наблюдений известно, что нормально растворимые соли подобные NaCl , CaCl_2 и т.д. осаждаются на холодной стороне тогда, как соли обратной растворимости такие, как CaSO_4 , CaCO_3 , Li_2SO_4 , Na_2SO_4 , CaSiO_3 , MgSiO_3 , $\text{Mg}(\text{OH})_2$ и т.д., осаждаются на горячей стороне. Обычно соли обратной растворимости вызывают больше проблем с загрязнением в процессе теплопередачи в водяных системах. Исследователями сделан большой прогресс в изучении процессов кристаллизационного отложения [1–9]. Однако в большинстве случаев наблюдается совместное действие двух и более видов загрязнения [10]. Многочисленные математические модели зачастую не позволяют с достаточной точностью предсказать развитие отложений на поверхности теплообмена.

Главными особенностями появления и роста загрязнений, где доминирующим процессом является кристаллизационное отложение, является следующее [11], рис. 1. Присутствие «времени появления шероховатости» («roughness delay time»), когда для нового или почищенного теплообменника начальный рост отложений служит причиной увеличения коэффициента теплопередачи. Имеет место так называемое «отрицательное» загрязнение. Физической причиной такого явления является изменение характеристик движения жидкости возле теплопередающей стенки. Появление слоя отложений в вязком подслое увеличивает турбулентность, и коэффициент теплоотдачи возрастает. Этот процесс продолжается до тех пор, пока вклад термического сопротивления слоя отложений в ослабление коэффициента теплоотдачи не станет больше, чем вклад, создаваемый за счет турбулентности [9–11].

Иногда на интервале «времени появления шероховатости» отдельно выделяют начальный период («initial period», согласно терминологии [11]), рис. 1, когда теплообменник работает с чистой поверхностью. Однако, по мнению большинства исследователей, этот период времени настолько мал или вообще отсутствует, что его можно не принимать во внимание, и в расчетах включать в общее «время появления шероховатости».

В соответствии с общепринятой классификацией различных типов загрязнений по закону изменения скорости загрязнения во времени, кристаллизационное загрязнение обычно имеет линейную зависимость

[11–13], рис. 1. Однако имеется достаточное количество исследований демонстрирующих падение скорости отложений со временем и даже ее асимптотический характер [3,4], рис. 1.

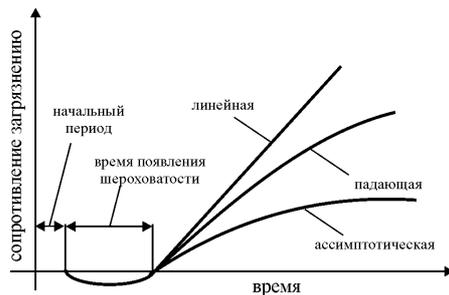


Рисунок 1 – Зависимость изменения скорости отложений от времени

Еще одним важнейшим фактором, который оказывает существенное влияние на интенсивность кристаллизационных отложений, является учет появления дополнительных центров кристаллизации с ростом загрязнения теплопередающей поверхности. Наличие этого фактора, по мнению многих исследователей, в значительной степени позволяет объяснить достаточно сильное расхождение имеющихся классических моделей образования отложений по сравнению с натурными наблюдениями.

Постановка задачи и цель работы. Многочисленные модели рассматривают появление и рост депозита как функцию концентрации солей, умноженную на функцию Аррениуса температурной зависимости. Целью настоящей работы является построение количественной модели развития загрязнений при совместном действии осаждения и кристаллизации и проверка соотношений сравнением с имеющимися в литературе экспериментальными данными. Создание такой модели позволит учитывать возможное загрязнение поверхности теплообмена на стадии проектирования теплообменного аппарата.

В зависимости от условий протекания процесса теплообмена кристаллическое загрязнение может иметь диффузионную природу, быть химической реакцией или комбинированной. Традиционно классический закон для диффузионной природы отложений имеет вид

$$\dot{m}_f = B_m \cdot (k_{con} - k_w), \tag{1}$$

где \dot{m}_f – интенсивность выпадения отложений в единицу времени; B_m – коэффициент массопереноса; k_{con} – концентрация данного вида загрязнителя в потоке; k_w – концентрация загрязнителя на границе стенка – поток раствора. Классический закон для химической реакции представляется как

$$\dot{m}_f = K_R \cdot (k_w - k_s)^n, \tag{2}$$

где k_s – концентрация насыщения потока раствора; K_R и n – константа реакции и показатель степени. Если процесс загрязнения комбинированный, то исключив из уравнений (1) и (2) k_w , например для $n = 2$, можно получить

$$\dot{m}_f = B_m \cdot \left[\frac{1}{2} \left(\frac{B_m}{K_R} \right) + (k_{con} - k_s) - \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{B_m}{K_R} \right)^2 + \left(\frac{B_m}{K_R} \right) \cdot (k_{con} - k_s)} \right]. \tag{3}$$

Выражения (1)–(3) представляют собой традиционные «классические» соотношения для определения весового отложения депозита на поверхности теплообмена. Иногда в эти выражения включают дополнительные множители, учитывающие нарастание отложений с увеличением количества центров зародышеобразования отложений [11,13]. При проектировании пластинчатых теплообменников практическое использование этих соотношений для прогнозирования загрязнений теплопередающей поверхности теплообменного аппарата крайне затруднено. Главными причинами здесь являются отсутствие в каждом конкретном случае какой-либо информации о входящих в соотношения значениях постоянных величин.

Теоретические положения. Уравнение, описывающее скорость роста отложений в каналах пластинчатого теплообменника, представим в виде

$$\frac{\partial m_f}{\partial t} = \frac{\partial h_f}{\partial t} \cdot F_f \cdot \rho_f \cdot (1 - \phi), \quad (4)$$

где m_f – общий вес отложений на поверхности теплопередачи, кг; h_f – усредненная толщина слоя отложений, м; F_f – площадь теплопередающей поверхности, на которой появляются отложения, м², $F_f = F_{he} \cdot k_f$, F_{he} – площадь теплопередающей поверхности, м², k_f – коэффициент, учитывающий на какой площади происходит достаточно интенсивное выпадение отложений, $0 < k_f \leq 1$; ρ_f – плотность вещества депозита, кг/м³; ϕ – относительное содержание пор в единичном объеме отложений, $0 \leq \phi < 1$.

С другой стороны интенсивность выпадения отложений, как функцию параметров теплоносителя, представим в виде

$$\frac{\partial h_f}{\partial t} \cdot F_f \cdot \rho_f \cdot (1 - \phi) = V_c \cdot (k_{con0} - k_s)^{n_k} \cdot K_{foul} \cdot \varphi(t), \quad (5)$$

где V_c – объемный расход теплоносителя в теплообменнике, м³/с, $V_c = G_c / \rho_c$, где G_c – массовый расход теплоносителя, кг/с; ρ_c – средняя плотность теплоносителя в каналах теплообменника, кг/м³; k_{con0} – начальная (входная) концентрация загрязнителя в потоке теплоносителя, кг/м³; K_{foul} – коэффициент, учитывающий скорость потока в каналах, температуру, давление, чистоту теплопередающей поверхности и т.д.; $\varphi(t)$ – коэффициент, учитывающий изменение скорости отложения во времени; n_k – постоянная величина, показатель степени.

Соотношение (5) запишем в виде

$$\frac{\partial h_f}{\partial t} = \frac{V_c \cdot (k_{con0} - k_s)^{n_k}}{F_{pl} \cdot k_f \cdot \rho_f \cdot (1 - \phi)} \cdot K_{foul} \cdot \varphi(t). \quad (6)$$

Объемный расход теплоносителя через каналы аппарата можно представить в виде [14] $V_c = w \cdot f_{ch} \cdot n_{ch}$, где w – скорость теплоносителя в каналах теплообменника, м/с; $f_{ch} = b \cdot \delta$ – площадь поперечного сечения межпластинного канала, м², b – ширина пластины, м, δ – высота гофрировки, м; n_{ch} – число каналов в аппарате для рассматриваемого теплоносителя. Площадь теплопередающей поверхности по стороне одного теплоносителя равна $F_{pl} = f_{pl} \cdot n_{ch}$, площадь пластины – $f_{pl} = b \cdot l_{pr}$, где l_{pr} – приведенная длина пластины, м. При проектировании теплообменников используют величину термического сопротивления загрязнений, которую представляют в виде $R_f = h_f / \lambda_f$, где λ_f – коэффициент теплопроводности отложений, Вт/(м·К). Такое представление, использующее величину усредненной толщины слоя отложений h_f , делает физически невозможным представление термического сопротивления загрязнений в виде отрицательной величины, как это показано на рис. 1. Для того чтобы преодолеть эту трудность необходимо качественно изменить традиционное представление $R_f = h_f / \lambda_f$, таким образом, чтобы учитывать «время появления шероховатости», связанное с ростом турбулентности потока в вязком подслое на стенке пластины. В настоящее время отсутствуют научно обоснованные математические модели позволяющие учесть этот фактор. Поэтому представим уравнение (6) в виде

$$\frac{\partial R_f}{\partial t} = \frac{w(t) \cdot f_{ch}(t) \cdot (k_{con0} - k_s)^{n_k}}{f_{pl} \cdot k_f \cdot \rho_f \cdot (1 - \phi) \cdot \lambda_f} \cdot K_{foul} \cdot \varphi(t). \quad (7)$$

Площадь поперечного сечения канала меняется с течением времени так, как по мере роста отложений уменьшается высота гофрировки. В качестве множителя, учитывающего изменение скорости отложения во времени, предлагается зависимость, описывающая падающий и асимптотический характер скорости роста сопротивления термического загрязнения, вида: $\varphi(t) = 1 - e^{-\beta \cdot (t - t_m)}$, где β – постоянный коэф-

фициент, $1/c$; t_m – время, для которого «отрицательное» загрязнение принимает максимальное значение, ч; K_{foul} – коэффициент, учитывающий влияние на образование отложений различных параметров процесса теплообмена. К таким параметрам относят: скорость теплоносителей; температура поверхности стенки; рабочее давление; геометрия, материал и шероховатость поверхности пластины и т.д. Влияние этих параметров должно быть четко известно перед началом проектирования теплообменного аппарата на выбранную позицию.

Необходимо заметить, что в выражение (7) непосредственно входят геометрические параметры теплообменного аппарата, такие как высота гофрировки (через f_{ch}), длина пластины (через f_{pl}). Это соотношение может быть переписано в виде

$$\frac{\partial R_f}{\partial t} = \frac{w_f(t) \cdot \delta_f(t) \cdot (k_{con0} - k_s)^{n_k}}{l_{pr} \cdot k_f \cdot \rho_f \cdot (1-\phi) \cdot \lambda_f} \cdot K_{foul} \cdot \varphi(t), \quad (8)$$

где δ_f – текущая высота гофрировки загрязненной поверхности пластины.

Запишем выражение для начальной скорости теплоносителя в каналах w_0 и скорости в каналах при наличии отложений – w_f

$$w_0 = V_c / (b \cdot \delta_0 \cdot n_{ch}) \text{ и } w_f = V_c / (b \cdot \delta_f \cdot n_{ch}).$$

Откуда получим $\delta_f(t) = w_0 \cdot \delta_0 / w_f(t)$ и подставим в (8)

$$\frac{\partial R_f}{\partial t} = \frac{w_0 \cdot \delta_0 \cdot (k_{con0} - k_s)^{n_k}}{l_{pr} \cdot k_f \cdot \rho_f \cdot (1-\phi) \cdot \lambda_f} \cdot K_{foul} \cdot \varphi(t). \quad (9)$$

Из (9) следует, что при равных условиях по загрязнению теплоносителя, одинаковой скорости в каналах, интенсивность загрязнения будет больше для теплообменного аппарата с большей высотой гофры и меньшей приведенной длиной. Также можно сделать вывод о том, что увеличение пористости отложений и уменьшение поверхности подверженной накоплению отложений способствует интенсивности их роста.

Результаты и обсуждения. В качестве примера использования предложенного подхода к расчету загрязнения теплообменной поверхности пластинчатого теплообменника рассмотрим сравнение с экспериментальными данными, опубликованными в [11] для теплообменного аппарата со следующими параметрами: $b = 0,126$ м; $\delta_0 = 0,0024$ м; $f_{pl} = 0,061$ м²; толщина металла стенки пластины – 0,0006 м. В данной работе было рассмотрено совместное действие осаждения частиц из раствора и кристаллизационное загрязнение.

Загрязнение реализовывалось кристаллизацией сульфата кальция из раствора со средней концентрацией 2,985 кг/м³ в потоке, при концентрации насыщения – 2,0 кг/м³. Для рабочих условий концентрация насыщения не изменялась с температурой. Начальная скорость потока раствора в каналах теплообменника была равной $w_0 = 0,35$ м/с. Условия проведения эксперимента были выбраны такими, чтобы отложения появлялись на поверхности теплопередачи (стенке), а не образовывались в объеме жидкости. Входная температура раствора 50–52 °С, входная температура греющей воды 86–88 °С, входная концентрация раствора 2,993 кг/м³, максимальное время проведения эксперимента – 4600 минут. Коэффициент теплопроводности отложений принимался равным в среднем $\lambda_f = 2$ Вт/(м·К). Результирующая величина сопротивления загрязнению за время $\tau = 4600$ мин. $R_f = h_f / \lambda_f = 3,2 \cdot 10^{-5}$ м²·К/Вт или $h_f = 6,4 \cdot 10^{-5}$ м, если считать отложения равномерно распределенными по поверхности теплообмена.

В качестве коэффициента, учитывающего влияние параметров теплообмена в пластинчатом аппарате, примем $K_{foul} = w^{-n_w}(t)$, где n_w – постоянная величина. Значение коэффициента β определим из соотношения $k_s / k_{con0} = 1 - e^{-\beta \cdot \tau}$. Для заданных условий $k_{con0} = 2,993$ кг/м³, $k_s = 2,0$ кг/м³, для $\tau = 4600$ мин или ~76,7 часов $\beta = 0,014$. Из экспериментальных данных, приведенных в работе [11], можно сделать вывод, что за время проведения эксперимента скорость в каналах теплообменника примерно линейно возросла

и за 4600 мин работы достигла значения 0,629 м/с. Тогда изменение скорости будем описывать линейной функцией $w_f(t) = w_0 + k_\tau \cdot t$, где $k_\tau = 3,64 \cdot 10^{-3}$ м/с².

Примем значение постоянных величин $n_w = 1 + tg\beta_g$ и $n_k = 1$, где β_g – угол наклона гофрировки пластины [14]. Для термического сопротивления загрязнению поверхности теплообмена R_f можно записать соотношение

$$R_f(t) = \frac{b \cdot w_0 \cdot \delta_0 \cdot (k_{con0} - k_s)}{f_{pl} \cdot k_f \cdot \rho_f \cdot (1 - \phi) \cdot \lambda_f} \int_0^\tau \frac{1 - e^{-\beta \cdot (t - t_m)}}{(w_0 + k_\tau \cdot t)^{1 + tg\beta_g}} dt. \quad (10)$$

В соотношении (10) плотность вещества отложений принималась 2960 кг/м³. Величина пористости определяется физическими свойствами загрязнителя и условиями его отложения на теплопередающей поверхности. Это значение можно вычислить, воспользовавшись экспериментальной зависимостью приведенной в работе [15]

$$\phi = (0,0048 \cdot T^2 - 0,8803 \cdot T + 46,804) / 100, \quad (11)$$

где T – температура, °С. Для сульфата кальция при данной концентрации в заданном температурном интервале значение коэффициента пористости, вычисленное из соотношения (11), равно 0,14.

Согласно исследованиям, опубликованным в [11–13] кристаллические отложения распределяются по площади пластины неравномерно. Наибольшие отложения наблюдаются в местах замедления скорости потока, особенно возле точек контакта. С другой стороны для участков с максимальной скоростью отложения могут практически отсутствовать. Поэтому определить заранее коэффициент k_f , показывающий какая площадь фактически подвержена загрязнению, крайне затруднительно. В настоящей работе в расчетах этот коэффициент принят равным 0,95.

Подставим геометрические параметры теплообменника, значение $\beta = 0,014$, $t_m = 14,5$ ч и значения других коэффициентов в (10), и получим для термического сопротивления отложений $R_f = 3,189 \cdot 10^{-5}$ м²·К/Вт и толщины загрязнения $h_f = 6,378 \cdot 10^{-5}$ м. Относительная погрешность с полученным экспериментальным значением из [11] $R_f = 3,2 \cdot 10^{-5}$ м²·К/Вт составляет ~ 0,35 %.

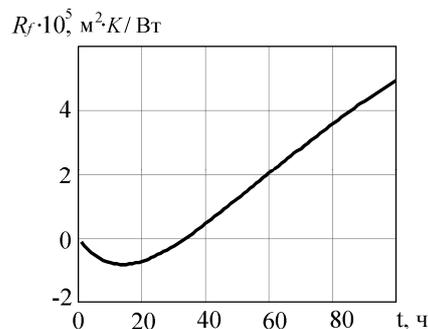


Рисунок 2 – Рост величины термического сопротивления отложений во времени

На рис. 2 представлен рост величины термического сопротивления отложений во времени на поверхности теплообмена при заданном значении максимального «отрицательного» загрязнения поверхности. $t_m = 14,5$ ч. Время «появления шероховатости» практически всегда имеет место для чистых поверхностей и проявляется не так сильно для очищенных от загрязнений поверхностей пластин. Значение этой величины обладает большим разбросом и на практике колеблется от нескольких часов до нескольких суток, и зависит от концентрации загрязнителя в теплоносителе, первоначального состояния поверхности теплообмена, скорости потока и температуры стенки.

Соотношение (10) отражает асимптотический характер накопления отложений, который представлен на рис. 3 экстраполяцией полученной кривой на рис. 2 для более протяженного времени работы теплообменника.

Зависимость изменения термического сопротивления отложений накопленных за время $t = 76,7$ ч от времени максимального «отрицательного» загрязнения t_m представлена на рис. 4. Можно видеть, что для времени $t_d = 30$ ч накопленное значение термического сопротивления будет оставаться отрицательным, что соответствует большему значению фактического коэффициента теплопередачи по сравнению с первоначальным расчетным значением.

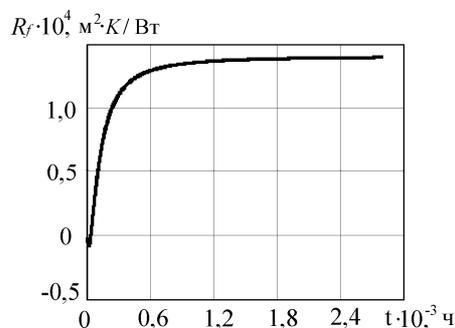


Рисунок 3 – Прогнозирование изменения термического сопротивления загрязнению

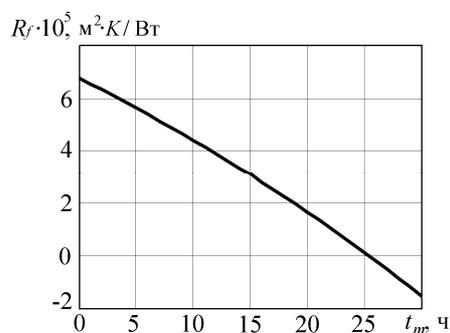


Рисунок 4 – Изменение величины термического сопротивления отложений в зависимости от времени максимального «отрицательного» загрязнения t_m

Величина «времени появления шероховатости» и максимального «отрицательного» загрязнения зависит от параметров работы теплообменника. Чем выше начальная скорость в каналах аппарата, тем больше величина «времени появления шероховатости», т.е. при прочих равных условиях, с увеличением скорости возрастает время первоначального загрязнения поверхности теплопередачи.

Заключение. Представлена модель, позволяющая при известных характеристиках потока теплоносителя и параметрах теплообменного аппарата прогнозировать толщину слоя отложений в течение срока эксплуатации пластинчатого теплообменника. Предложенная модель учитывает наличие «отрицательного» сопротивления загрязнению в начале работы чистого теплообменника и описывает скорость роста отложений во времени падающей и асимптотической кривой. Также учитываются свойства раствора теплоносителя, пористость отложений, площадь покрытия загрязнений на пластине и ее геометрические параметры, скорость теплоносителя в каналах и некоторые другие характеристики депозита. Проведенное сравнение с экспериментальными результатами для сульфата кальция показало хорошее совпадение расчетных и экспериментальных данных.

Литература

1. Hasson D. Rate of decrease of heat transfer due to scale deposition / D. Hasson // DECHEMA Monogr. – 1962. – Vol.47. – P. 233–282.
2. Reitzer B. J. Rate of scale formation in tubular heat exchangers / B. J. Reitzer // I&EC Process Des. Dev. – 1964. – Vol.3, №4. – P. 345–348.
3. Bohnet M. Fouling of heat transfer surfaces / M. Bohnet// Chem. Eng. Technol. – 1987. – Vol.10. – P. 113–125.

4. Watkinson A. P. Scaling of heat exchanger tubes by calcium carbonate / A. P. Watkinson, O. Martinez // ASME J. Heat Transfer – 1975. – Vol. 97. – P. 504–508.
5. Гонионский В.Т. Вычисление коэффициента теплопередачи с учетом образования отложений [Текст] / В.Т. Гонионский, С.И. Голуб, А.М. Розен // Теплопередача.– 1970. – Т.2, №3. – С. 116–121.
6. Арсеньева О.П. Уменьшение образования отложений со стороны охлаждающей воды в пластинчатых теплообменных аппаратах промышленных предприятий / О. П. Арсеньева // Вестник НТУ «ХПИ». Сборник научных трудов. Тем. выпуск «Инновационные исследования в научных работах студентов». – Харьков : НТУ «ХПИ».– 2012. – № 10. – С. 13–28.
7. Bansal B. Deposition and removal mechanisms during calcium sulphate fouling in heat exchangers / B. Bansal, X.D. Cheng, H. Muller-Steinhagen // Int. J. Transport Phenom.– 2005.–Vol. 7.– P. 1–22.
8. Bansal B. Effect of suspended particles on crystallization fouling in plate heat exchangers // B. Bansal, H. Muller-Steinhagen, X.D. Cheng // ASME J. Heat Transfer – 1997.–Vol.19. – P. 568–574.
9. Andritsos N. The influence of particulates on CaCO₃ scale formation / N. Andritsos, A. J. Karabelas // ASME J. Heat Transfer. – 1999. – Vol.121. – P. 225–227.
10. Yu H. The effects of silica and sugar on the crystallographic and morphological properties of calcium oxalate / H. Yu, R. Sheikholeslami, W.O.S. Doherty // J. Crystal Growth. – 2004. – Vol. 265. – P. 592–603.
11. Bansal B. Analysis of “classical” deposition rate low for crystallization fouling / B. Bansal, X.D. Cheng, H. Muller-Steinhagen // Chemical Engineering and Processing.– 2008. – Vol. 47.– P. 1201–1210.
12. Bansal B. Crystallization fouling in heat exchangers / B. Bansal, H. Muller-Steinhagen // ASME J. Heat Transfer. – 1993. – Vol. 115. – P. 584–591.
13. Bansal B. Performance of plate heat exchangers during calcium sulphate fouling – investigation with an in-line filter / B. Bansal, H. Muller-Steinhagen, X.D. Cheng // Chemical Engineering and Processing. – 2000. – Vol. 39. – P. 507–519.
14. Пластинчатые теплообменники в теплоснабжении: Монография / Л.Л. ТОВАЖНЯНСКИЙ, П.А. КАПУСТЕНКО, Г.Л. ХАВИН, О.П. АРСЕНЬЕВА / Под ред. Г.Л. Хавина.– Харьков: НТУ «ХПИ», 2007.– 448 с.
15. Бубликов И.А. Исследование термического сопротивления отложений в теплообменниках, охлаждаемых технической водой [Текст] / И.А. Бубликов, З.Л. Миропольский, Б.Е. Новиков // Теплоэнергетика. – 1992. – №5.– С. 71–74.

Bibliography (transliterated)

1. Hasson D. Rate of decrease of heat transfer due to scale deposition D. Hasson DECHEMA Monogr. – 1962. – Vol.47. – P. 233–282.
2. Reitzer B. J. Rate of scale formation in tubular heat exchangers B. J. Reitzer I&EC Process Des. Dev. – 1964. –Vol.3, #4. – P. 345–348.
3. Bohnet M. Fouling of heat transfer surfaces M. Bohnet Chem. Eng. Technol. – 1987. – Vol.10. – P. 113–125.
4. Watkinson A. P. Scaling of heat exchanger tubes by calcium carbonate A. P. Watkinson, O. Martinez ASME J. Heat Transfer – 1975. –Vol. 97. – P. 504–508.
5. Gonionskij V.T. Vychislenie koefefficienta teploperedachi s uchetom obrazovaniya otlozhenij [Tekst] V.T. Gonionskij, S.I. Golub, A.M. Rozen Teploperedacha.– 1970. – Т.2, #3. – p. 116–121.
6. Arsen'eva O.P. Umen'shenie obrazovaniya otlozhenij so storony ohlazhdajushhej vody v plastincha-tyh teploobmennyh apparatah promyshlennyh predpriyatij O. P. Arsen'eva Vestnik NTU «HPI». Sbornik nauchnyh trudov. Tem. vypusk «Innovacionnye issledovaniya v nauchnyh rabotah studentov». – Har'kov : NTU «HPI».– 2012. – # 10. – p. 13–28.
7. Bansal B. Deposition and removal mechanisms during calcium sulphate fouling in heat exchangers / B. Bansal, X.D. Cheng, H. Muller-Steinhagen Int. J. Transport Phenom.– 2005.–Vol. 7.– P. 1–22.
8. Bansal B. Effect of suspended particles on crystallization fouling in plate heat exchangers B. Bansal, H. Muller-Steinhagen, X.D. Cheng ASME J. Heat Transfer – 1997.–Vol.19. – P. 568–574.
9. Andritsos N. The influence of particulates on CaCO₃ scale formation N. Andritsos, A. J. Karabelas ASME J. Heat Transfer. – 1999. – Vol.121. – P. 225–227.
10. Yu H. The effects of silica and sugar on the crystallographic and morphological properties of calcium oxalate H. Yu, R. Sheikholeslami, W.O.S. Doherty J. Crystal Growth. – 2004. – Vol. 265. – P. 592–603.
11. Bansal B. Analysis of “classical” deposition rate low for crystallization fouling B. Bansal, X.D. Cheng, H. Muller-Steinhagen Chemical Engineering and Processing.– 2008. – Vol. 47.– P. 1201–1210.
12. Bansal B. Crystallization fouling in heat exchangers B. Bansal, H. Muller-Steinhagen ASME J. Heat Transfer. – 1993. – Vol. 115. – P. 584–591.

13. Bansal B. Performance of plate heat exchangers during calcium sulphate fouling – investigation with an in-line filter В. Bansal, H. Muller-Steinhagen, X.D. Cheng Chemical Engineering and Processing. – 2000. – Vol. 39. – P. 507–519.

14. Platinchatye teploobmenniki v teplosnabzhenii: Monografija L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapus-tenko, G.L. Havin, O.P. Arsen'eva Pod red. G.L. Havina.– Har'kov: NTU «HPI», 2007.– 448 p.

15. Bublikov I.A. Issledovanie termicheskogo soprotivlenija otlozhenij v teploobmennikah, ohlazh-daemyh tehniceskoy vodoj [Tekst] I.A. Bublikov, Z.L. Miropol'skij, B.E. Novikov Teplojenergetika. – 1992. – #5.– p. 71–74.

УДК 621.565.954

Хавін Г.Л.

ПРОГНОЗУВАННЯ ВЕЛИЧИНИ ВІДКЛАДЕНЬ НА ПОВЕРХНІ ПЛАСТИНЧАСТИХ ТЕПЛООБМІННИКІВ

Розглянуто задачу прогнозування величини кристалізаційних відкладень для пластинчатих теплообмінників. Надано математичну модель що до розрахунку відкладень, що враховує час появи забруднення, характеристики потоку теплоносія та геометричні параметри пластини теплообмінного апарату. Проведене порівняння з експериментальними результатами продемонструвало гарну збіжність розрахункових та експериментальних даних.

G. Khavin

THE PREDICTION OF DEPOSIT PROCESS ON THE SURFACE OF PLATE HEAT EXCHANGERS

The problem of crystallization fouling prediction for plate heat exchanger is considered. The mathematical model for calculation of deposits, which taking into account roughness delay time, behavior of stream carrier and plate's geometrical parameters of plate heat exchanger is presented. The comparison between theoretical and experimental results is made and it showed a good coincided of data.

**ТЕХНОЛОГІЧНА СХЕМА КУЛЬТИВУВАННЯ МІКРОВОДОРОСТЕЙ
ЗА ВИКОРИСТАННЯ ГАЗОВИХ ВИКИДІВ ДЛЯ ОДЕРЖАННЯ ЕНЕРГОНОСІЇВ**

Високі ціни на вуглеводневі енергоносії та виснаження їх світових запасів можуть привести до енергетичної кризи. Як головну тенденцію розвитку паливного ринку міжнародні експерти вважають біоенергетику, яка у майбутньому стане домінуючою галуззю розвитку світової системи енергозабезпечення. Усі існуючі технології одержання енергоносіїв (навіть одержаних з нафти) – енерговитратні, оскільки перевищують їх енергетичну цінність [1]. Викиди CO₂ (кількість якого за останні 50 років збільшилась вдвічі) щорічно складають біля 8 млрд. т., з яких екосистеми можуть поглинути лише половину. Надлишок вуглекислого газу та інші газові викиди виробництва, накопичення продуктів згоряння мінеральних палив сприяють утворенню парникового ефекту. Тому розробка економічно ефективних та екологічно безпечних технологій одержання енергоносіїв є актуальною проблемою.

За допомогою сонячної енергії CO₂ можна використовувати як сировину для одержання енергоносіїв за використання мікроводоростей. З мікроводоростей можливо одержувати як енергоносії, так і сировину для хімічної, фармацевтичної та харчової промисловості. Мікроводорості накопичують біомасу у 20–30 разів швидше наземних рослин, кількість олії з га у 15–100 разів більше, ніж з альтернативних олійних культур (рис. 1), використання водних систем та фотореакторів для їх вирощування не потребує сільськогосподарських земельних ресурсів і не впливає на виробництво продуктів харчування, відсутність твердої оболонки і незначна кількість лігніну технологічно спрощує переробку і дозволяє використовувати відходи для одержання газоподібних енергоносіїв. Для зменшення емісії вуглекислого газу фотобіореактори можливо розташовувати біля ТЕЦ, нафтохімічних виробництв тощо. Головна перевага мікроводоростей у порівнянні з олійними культурами – можливість впливу на якісний і кількісний склад ліпідів або інших запасних речовин в процесі культивування біомаси за рахунок програмованої зміни метаболізму в залежності від складу поживного середовища та параметрів процесу вирощування [2–5].

Метою роботи є розробка технологічної схеми культивування мікроводоростей за використання газових викидів для одержання енергоносіїв.

Вирощування мікроводоростей пропонується проводити у фотореакторах, оскільки при їх застосуванні технологічний процес не залежить від кліматичних умов, характеризується відтворенням умов культивування за використання автоматизації і контролю технологічних параметрів, а також можливістю максимально ефективно використовувати енергію світла.

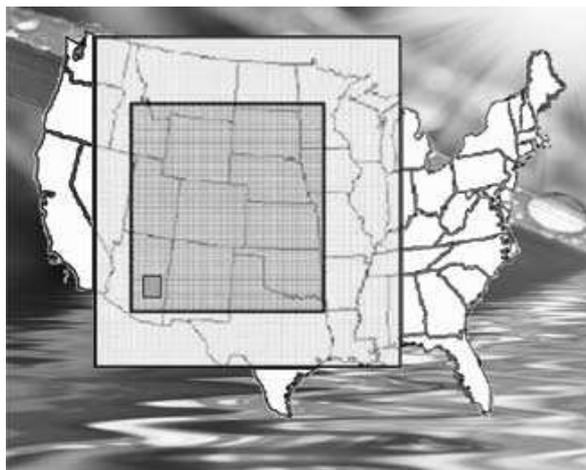


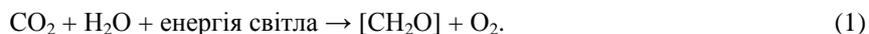
Рисунок 1 – Для заміни 50 % потреб США у дизелі, що виробляється з нафти, необхідно відвести під культури наступні ділянки землі у пропорції: маленький квадрат – водорості, середній – соя, великий – кукурудза [6]

Культивування мікроводоростей

Для вирощування мікроводоростей необхідні сонячна енергія у діапазоні 400–700 нм, вода та неорганічні поживні речовини. Серед поживних речовин визначальними є сполуки карбону, нітрогену, фосфо-

ру, сульфур та деякі мікроелементи (K, Na, Mg, Zn, Fe тощо). Процеси метаболізму мікроводоростей у темряві (без освітлення) можуть приводити до втрати 25 % біомаси, накопиченої вдень.

У процесі фотосинтезу мікроводорості поглинають вуглекислий газ та виділяють кисень, нарощуючи біомасу. Мікроскопічні водорості здатні засвоювати CO₂ з різних джерел: атмосфери, промислових газових викидів і розчинних карбонатів (NaHCO₃ або Na₂CO₃). Мікроводорості найкраще засвоюють карбон у формі CO₂ за рівнянням



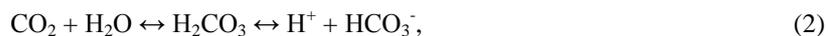
За звичайного вмісту CO₂ в повітрі його концентрація у воді складає 0,03 %, що недостатньо для швидкого розмноження водоростей. При цьому приріст біомаси мікроводоростей (на прикладі *Chlorella vulgaris*) становить близько 10 мг/л за 10-добовий період [7]. Введення в культуральне середовище додаткової кількості CO₂ приводить до інтенсифікації процесів поділу та росту клітин, і відповідно підвищених темпів приросту біомаси. Барботування культурального середовища повітрям збагаченим CO₂ пропонується для рівномірного розподілу енергії світла між клітинами культури (згідно рівняння 1), оскільки інтенсивність освітлення різко знижується зі збільшенням товщини шару води, що приводить до зниження інтенсивності приросту біомаси. Таким чином можна досягти оптимального співвідношення: інтенсивності освітлення – густина водоростей. Барботування також використовується для підвищення швидкості масообмінних процесів у реакторі і збільшення надходження поживних речовин до клітини.

Для барботажної суміші газів, окрім повітря, пропонується використовувати газові викиди підприємств. У кліматичних умовах України виробництво енергоносіїв (біодизельного пального та біогазу або водню) за використання біомаси водоростей потребує витрат енергії на підігрів реакторів у холодні пори року. Ця проблема у запропонованій технологічній схемі вирішується за використання газових викидів підприємств, які охолоджують у теплообміннику до температури 55 ± 5 °С. Розведення газових викидів повітрям знижує температуру барботажної суміші до 40 ± 5 °С, що дозволяє підтримувати температуру у фотореакторі 30 ± 2 °С. Зниження температури від оптимальної призводить до збільшення синтезу ненасичених жирних кислот, що знижує якість біодизельного пального.

У технологічній схемі пропонується використання газових викидів і як теплоносія, і як джерела CO₂. При цьому концентрація CO₂ у барботажному газі підтримується на рівні 3–6 %. Подача газу відбувається за застосування аероліфтної системи для запобігання травмування клітин. Швидкість подачі газу – 0,02–0,03 м³/с. Такий режим подачі та склад барботажної суміші інтенсифікує процес нарощування біомаси водоростей та накопичення ними ліпідної фракції.

Очищення викидів відбувається тільки від твердих частинок, оскільки їх наявність у культуральному середовищі впливає на надходження енергії світла до клітин. Домішки NO₂ та SO₂ у газових викидах використовуються як поживні речовини для вирощування біомаси водоростей.

Основний лімітуючий фактор росту клітин – Нітроген, як один з основних елементів протеїнів, нуклеїнових кислот, фосfolіпідів, обов'язково повинен надходити до клітин з мінеральними речовинами. Недостача Нітрогену значно уповільнює приріст біомаси культури, хоча приводить до збільшення синтезу ліпідної фракції. Але незначне збільшення ліпідів (до 10 %) при зменшенні загального приросту біомаси не є рентабельним для використання у технологічному процесі, оскільки збільшує час утримання біомаси водоростей в реакторі, і за рахунок зменшення приросту мікроводоростей в цілому знижується вихід олії [8]. Підвищення у культуральному середовищі Нітрогену за рахунок введення у виді солей призводить до підвищення солоності, що негативно впливає на розмноження культури [9]. Асиміляція нітрогену тісно пов'язана зі зміною рН середовища. У випадку використання амонію, як основного джерела нітрогену, рН середовища може швидко зменшуватись до рівня 3,0, що приводить до призупинення росту мікроводоростей. У випадку використання нітрат іонів як єдиного джерела нітрогену, їх споживання веде до зростання рН середовища. При цьому змінюється метаболізм мікроводоростей у напрямку біосинтезу триацилгліцеролів – насичених жирних кислот, що покращує якість біодизельного пального. Барботування повітрям з підвищеним вмістом CO₂ стабілізує рН середовища на значеннях 7 ± 0,2, оскільки при взаємодії CO₂ з водою відбувається реакція:



що приводить до зниження значення рН. Середній склад газових сумішей підприємств містить до 0,3 % NO₂ [10]. Така концентрація не впливає на зміну рН, оскільки при подачі в реактор відбувається розведення газових викидів повітрям, але прискорює швидкість приросту біомаси *Chlorella vulgaris* [11]. В той же час нітрат іони, що одержуємо при розчиненні NO₂, слугують поживною речовиною.

Сульфур у мікрородоростях входить до складу білків, ферментів, пептидів, сірковмісних амінокислот, а також є компонентом багатьох інших органічних сполук клітини. Фізіологічна роль Сульфуру в хлорелі пов'язана з процесами поділу клітин. Нестача цього елемента в середовищі є стресовим фактором, який призводить до накопичення ліпідів в клітинах. Потреби у цьому елементі забезпечуються головним чином за допомогою введення у поживне середовище неорганічного сульфату. Таким чином введення SO_2 з барботажним повітрям підвищує його концентрацію і не впливає на солоність культурального середовища.

Поживне середовище містить солі у концентрації (мг/л): KNO_3 – 810, $NaNO_3$ – 680, NaH_2PO_4 – 480, $MgSO_4 \cdot 7H_2O$ – 250, $Ca(NO_3)_2$ – 17,5, Fe цитрат – 4, H_3BO_3 – 2,5, $ZnSO_4 \cdot 7H_2O$ – 1, $MnCl_2 \cdot 4H_2O$ – 0,125, $CuSO_4 \cdot 5H_2O$ – 0,1, $(NH_4)_6Mo_7O_{24} \cdot 4H_2O$ – 0,03. Розчини солей поживних речовин піддають автоклавуванню для усунення контамінації культурального середовища іншими мікроорганізмами. Технологічна схема культивування мікрородоростей наведена на рис. 2. Процес поводить при постійному освітленні фітолампю потужністю 24 Вт.

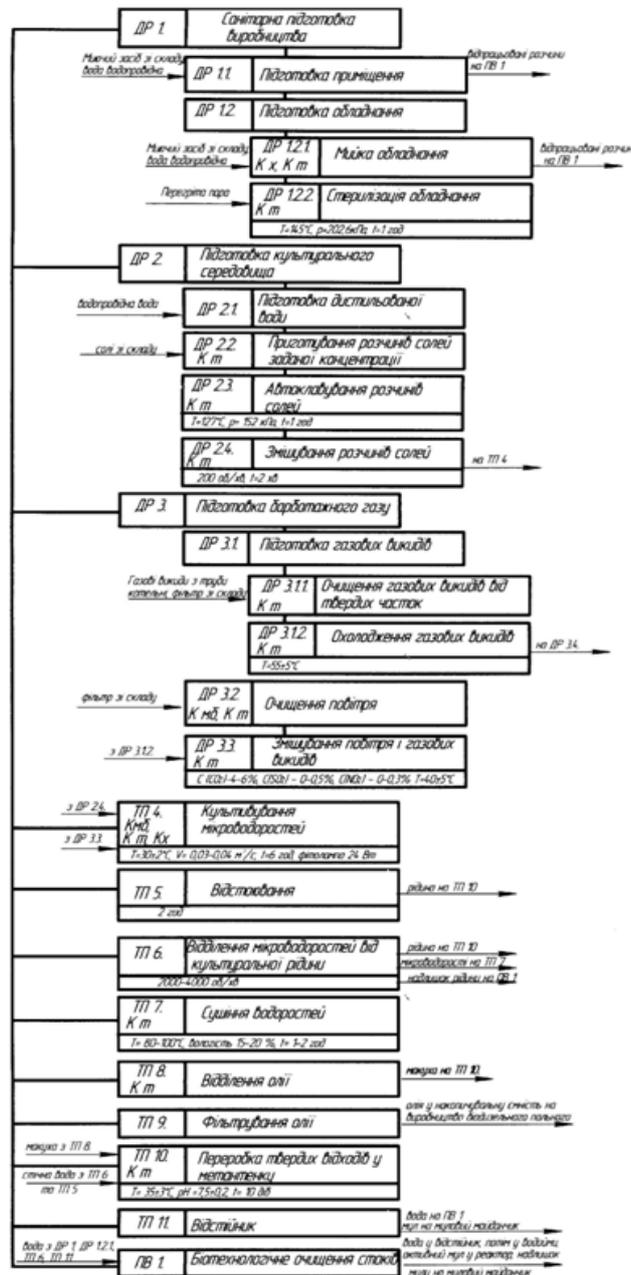


Рисунок 2 – Технологічна схема культивування мікрородоростей за використання газових викидів для одержання енергоносіїв

Переробка біомаси водоростей

Подальше відділення біомаси мікроводоростей від культуральної рідини забезпечується центрифугуванням. Для максимального виходу олії з водоростей за використання пресування (холодної вижимки) необхідно їх висушити. Для збільшення виходу олії також можна після стадії пресування застосувати екстракцію, але це здорожує процес, і шрот, що залишається, буде містити розчинники, які негативно впливають на використання біомаси як кормової добавки.

Олію, що одержали, за стандартними технологіями перероблюють на дизельне пальне. Шрот можна використовувати як кормову добавку, яка у кількості 1,5–2,5 % підвищує біологічну цінність раціону тварин на 60 %, стійкість тварин до хвороб, прискорює їхній ріст та розвиток, збільшує об'єм та якість товарної продукції [12]. У технологічній схемі з відходів біомаси пропонується одержувати біогаз.

Тверді відходи разом з рідиною надходять до метантенку. Залишки мікроводоростей майже не містять лігніну, що полегшує процес деструкції біополімерів, також цьому сприяє відсутність твердої оболонки у клітинах. Усе це зменшує час знаходження біомаси у метантенку. Процес одержання біогазу проводять в анаеробних мезофільних умовах при температурі 35 ± 3 °C, pH = $7,5 \pm 0,2$, час утримання – 10 діб. Температура у метантенку підтримується за використання температури газових викидів, що робить процес одержання біогазу енергозаощадливим. Біогаз надходить до газозбірника або на стадію очищення, а рідина до відстійника, де відбувається відділення активного мулу та твердого залишку. Стічні води надходять на біотехнологічну переробку в аеробному реакторі.

Висновки

1. Запропонована технологічна схема дозволяє здійснювати культивування мікроводоростей за використання газових викидів підприємств, що зменшує антропогенне навантаження на довкілля, здешевлює технологію та зменшує енерговитрати.

2. Використання газових викидів дозволяє інтенсифікувати процес продукування біомаси водоростей за рахунок надходження поживних речовин CO₂, NO₂, SO₂ в зону реактора, покращання масообмінних процесів та рівномірного надходження енергії світла до клітин. Концентрація CO₂ у барботажній суміші газів 3–6 %. Очищення газових викидів проводять тільки від твердих частинок.

3. За рахунок температури газових викидів підтримується температура у фотореакторах та метантенку, що робить процес одержання енергоносіїв енергозберігаючим.

4. З біомаси водоростей пропонується одержувати як олію для виробництва біодизельного пального, так і біогаз. Концентрація метану у біогазі за використання відходів мікроводоростей як сировини складає 60–65 %. Біомасу також можна використовувати як кормову добавку.

Література

1. Моисеев И., Тарасов В., Трусков Л. Эволюция в биоэнергетике. Время водорослей //Альтернативная энергетика, 2009, № 12.– С. 24–29
2. Metting B, Pyne J.W. Biologically-active compounds from microalgae. *Enzyme Microb Technol* 1986;8:386–94;
3. Metting FB. Biodiversity and application of microalgae. *J Ind. Microbiol* 1996;17:477–89.
4. Spolaore P, Joannis-Cassan C, Duran E, Isambert A. Commercial applications of microalgae. *J Biosci Bioeng* 2006;101:87–96.
5. Chisti Y. Biodiesel from microalgae. *Biotechnology Advances* 25 (2007) 294–306
6. Моисеев И., Байбурский В., Каримов А., Кулов Н. Химический саммит: курс на энергоэффективность // *The Chemical Journal*, 2010. Р. 28–31.
7. Papazi A., Makridis P., Divanach P., Kotzabasis K. “Bioenergetic changes in the microalgal photosynthetic apparatus by extremely high CO₂ concentrations induce an intense biomass production.” – *Plant Physiology*. – 2008. – Vol. 132. – pp. 338–349.
8. Голуб Н.Б., Бунча В.Ю. Водорості як сировина для одержання біодизельного пального // *Відновлювальна енергетика*, 2010, № 2.– С. 79–86.
9. Голуб Н.Б., Бунча В.Ю. Вплив іонів лужних металів на приріст біомаси та накопичення ліпідів (метаболізм) у *Chlorella vulgaris* // *Наукові вісті НТУУ «КПІ»* 2012, №3.
10. Трифонов В.Ю. Использование дымовых газов, образующихся в процессе термической переработки твердых бытовых отходов, для выращивания микроводоросли *Spirulina platensis* / В.Ю. Трифонов // *Экологический вестник России*. – 2009. – №9. – С. 28–32.
11. Голуб Н.Б., Воевода Д.В. Використання водоростей для одержання енергоносіїв (утилізація CO₂) // *ІТЕ*. – 2012. – № 4. – С. 18–21.

12. Богданов Н.И. Суспензия хлореллы в рационе сельскохозяйственных животных / Н.И. Богданов. – Пенза, 2007. – 48 с. – ISBN 5-88035-015-0.

Bibliography (transliterated)

1. Moiseev I., Tarasov V., Trusov L. Jevoljucija v bioenergetike. Vremja vodoroslej Al'ternativnaja energetika, 2009, # 12.– p. 24–29
2. Metting B, Pyne J.W. Biologically-active compounds from microalgae. Enzyme Microb Technol 1986;8:386–94;
3. Metting FB. Biodiversity and application of microalgae. J Ind. Microbiol 1996;17:477–89.
4. Spolaore P, Joannis-Cassan C, Duran E, Isambert A. Commercial applications of microalgae. J Biosci Bioeng 2006;101:87–96.
5. Chisti Y. Biodiesel from microalgae. Biotechnology Advances 25 (2007) 294–306
6. Moiseev I., Bajburskij V., Karimov A., Kulov N. Himicheskij sammit: kurs na jenergojeffektiv-nost' The Chemical Journal, 2010. P. 28–31.
7. Papazi A., Makridis P., Divanach P., Kotzabasis K. “Bioenergetic changes in the microalgal photosynthetic apparatus by extremely high CO₂ concentrations induce an intense biomass production.” – Plant Physiology. – 2008. – Vol. 132. – pp. 338–349.
8. Golub N.B., Buncha V.Ju. Vodorosti jak sirovina dlja oderzhannja biodizel'nogo pal'nogo Vidnovljuval'na energetika, 2010, # 2.– p. 79–86.
9. Golub N.B., Buncha V.Ju. Vpliv ioniv luznih metaliv na pririst biomasi ta nakopichennja lipidiv (metabolizm) u Chlorella vulgaris Naukovi visti NTUU «KPI» 2012, #3.
10. Trifonov V.Ju. Ispol'zovanie dymovyh gazov, obrazujushhhsja v processe termicheskoj pererabo-tki tverdyh bytovyh othodov, dlja vyrashhivaniya mikrovdorosli Spirulina platensis V.Ju. Trifonov Jekologicheskij vestnik Rossii. – 2009. – #9. – p. 28–32.
11. Golub N.B., Voevoda D.V. Vikoristannja vodorostej dlja oderzhannja energonosiv (utilizacija SO₂) ITE. – 2012. – # 4. – p. 18–21.
12. Bogdanov N.I. Suspenzija hlorely v racione sel'skohozjajstvennyh zhivotnyh N.I. Bogdanov. – Penza, 2007. – 48 p. – ISBN 5-88035-015-0.

УДК 662.767.3

Голуб Н.Б.

**ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ СХЕМА КУЛЬТИВИРОВАНИЯ МИКРОВОДОРОСЛЕЙ
ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ГАЗОВЫХ ВЫБРОСОВ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ЭНЕРГОНОСИТЕЛЕЙ**

Предложено технологическую схему культивирования микроводорослей для получения энергоносителей. Для интенсификации процесса роста биомассы используются газовые выбросы предприятий. Газовые выбросы содержат повышенную концентрацию CO₂ (3–6 %) и являются источником основного питательного элемента углерода, в результате постоянного введения которого увеличивается прирост биомассы микроводорослей. Также при использовании газовых выбросов поддерживается температурный режим фотореактора (30±2 °С), улучшаются массообменные процессы и использование энергии света водорослями. Газовые выбросы очищают от твердых частиц, оставляя оксиды азота и серы в качестве питательных веществ. После извлечения масла, которое идет на производство биодизельного топлива, твердые отходы водорослей и культуральную жидкость используются для получения биогаза.

Golub N.B.

**THE CULTIVATION TECHNOLOGY OF MICROALGAE IN WHICH GAS EMISSIONS ARE USED
TO PRODUCE FUELS**

The technology of cultivation of microalgae for future fuels production has been suggested. In this technology gassing from factories are used for intensification of biomass grown. Gas emissions contain the elevated concentration of CO₂ in 3–6 % and are the source of the main nutrient component - carbon. The increase of biomass growth is derived under permanent injection of these gases into culture medium. Also, under usage of gas emis-

sions the temperature regime of photoreactor in 30 ± 2 °C is maintained, and the mass-transfer processes and the absorption of light energy are improved. Gas emissions must be treated from solid fractions, and nitrogen oxides and oxides of sulfur are applied as nutrients. After lipid extraction biomass residues and culture liquid are used to produce biogas.

Башинський В.Г.

ЗАГАЛЬНІ ПОЛОЖЕННЯ КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДУ ОЦІНКИ ТА ПОРІВНЯННЯ СИСТЕМ ЗАХИСТУ ЛІТАЛЬНОГО АПАРАТУ ВІД КЕРОВАНИХ РАКЕТ З ІНФРАЧЕРВОНИМИ ГОЛОВКАМИ САМОНАВЕДЕННЯ

Вступ

Керовані ракет з інфрачервоними головками самонаведення (КР з ІЧГСН) залишаються одним з найбільш ефективних засобів знищення літальних апаратів (ЛА). За аналізом сучасних військових конфліктів, на долю КР з ІЧГСН приходиться до 90 % загальної кількості знищених ЛА. Крім того, завдяки таким якостям КР з ІЧГСН як мобільність, простота використання, малий час підготовки до використання, відносно невелика вартість, ці засоби активно використовуються екстремістськими угрупованнями в здійсненні терористичних актів проти цивільних літаків.

Підвищення загрози для літаків, як військових так і цивільних, через можливість застосування КР з ІЧГСН, різко активізувало роботи в ряді країн по створенню засобів та систем захисту від КР з ІЧГСН.

Для боротьби з КР з ІЧГСН розробляються різноманітні засоби захисту ЛА, що засновуються на різних фізичних принципах та мають свої певні характеристики. При розміщенні на борту ЛА декількох засобів захисту, їх об'єднують в систему захисту.

Виникає питання наскільки ці засоби забезпечують комплексну захищеність ЛА від дії КР з ІЧГСН, як порівняти різні системи захисту?

Постановка задачі

Обґрунтувати загальні положення комплексного методу оцінки та порівняння систем захисту ЛА від КР з ІЧГСН як складної технічної системи.

Основна частина

Сучасні системи захисту ЛА від КР з ІЧГСН є комплексними і містять у своєму складі декілька засобів. Враховуючи те, що окремі засоби захисту діють одночасно, пропонується ввести коефіцієнт комплексного підвищення захищеності ЛА як:

$$k=k_1*k_2*k_3\dots, \quad (1)$$

де k – коефіцієнт комплексного підвищення захищеності ЛА; k_1, k_2, \dots – коефіцієнти підвищення захищеності ЛА від дії КР з ІЧГСН за допомогою кожного засобу.

Все різноманіття існуючих засобів захисту можна розбити на два класи за своїм функціональним призначенням. Це, на самперед, засоби зменшення інфрачервоної помітності ЛА (екранно-вихлопні пристрої, теплопоглинаючі покриття, теплоекрануючі конструкції, тощо) та засоби активної протидії КР з ІЧГСН (станції оптико-електронного придушення, хибні інфрачервоні цілі, засоби знищення ракет).

Теплова помітність цілі пов'язана з зоною можливих пусків ракет з ІЧГСН. В загальному вигляді за коефіцієнт підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН за рахунок застосування пристроїв, що зменшують помітність ЛА в інфрачервоному спектрі, необхідно приймати зменшення зони можливих пусків ракет по ЛА, що зробити досить важко внаслідок складної просторової форми цієї зони. Враховуючи те, що ЛА є рухомою ціллю і в деякий час неминуче займе ракурс найбільшого теплового випромінювання в бік приймача ІЧГСН, за коефіцієнт підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН за рахунок застосування пристроїв, що зменшують помітність ЛА в інфрачервоному спектрі, пропонується прийняти відношення відстаней можливих пусків ракет з ІЧГСН по ЛА у штатному спорядженні ($D_{ш}$) та ЛА з встановленими засобами зменшення ІЧ помітності (D_3) при максимальному тепловому випромінюванні ЛА

$$k_I = \frac{D_{ш}}{D_3} \quad (2)$$

Очікуєма дальність захвату цілей головками ракет з ІЧГСН на фоні, що не випромінює, визначається співвідношенням

$$D = \left[\frac{I_{\alpha} \cdot S_0 \cdot \tau_0 \cdot \eta_a \cdot \tau_a}{m \cdot E_n} \right]^{1/2}, \quad (3)$$

де I_{α} – сила випромінювання цілі в спектральному діапазоні чутливості приймача випромінювання ІЧГСН в напрямку КР, що атакує; S_0 – робоча площа об’єктива ІЧГСН; τ_0 – коефіцієнт пропускання оптичної системи ІЧГСН; η_a – коефіцієнт корисної дії аналізатора зображення, що використовується в ІЧГСН; τ_a – коефіцієнт пропускання атмосферою випромінювання цілі, який є функцією відстані між ракетою та ціллю; m – відношення сигнал/шум, яке необхідне для надійного виявлення цілі; E_n – поріг чутливості приймача випромінювання.

Оскільки характеристики ракет та атмосфери не змінюються, то співвідношення (2) з урахуванням (3) прийме вигляд

$$k_I = \left[\frac{I_{аш}}{I_{аз}} \right]^{1/2}, \quad (4)$$

де $I_{аш}$ – максимальна сила випромінювання ЛА у штатному спорядженні в спектральному діапазоні чутливості приймача випромінювання ІЧГСН; $I_{аз}$ – максимальна сила випромінювання ЛА з встановленими засобами зменшення ІЧ помітності в спектральному діапазоні чутливості приймача випромінювання ІЧГСН.

Для визначення максимального теплового випромінювання ЛА знімається індикатриса випромінювання – огинаюча вектору потужності теплового випромінювання ЛА в спектральному діапазоні приймача ІЧГСН. Індикатриса знімається для штатного спорядження ЛА та з встановленими дослідними засобами зменшення інфрачервоної помітності ЛА.

Підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН за рахунок застосування засобів активної протидії залежить від багатьох факторів. Це імовірність виявлення пусків ракет при застосуванні хибних інфрачервоних цілей-ловушок та засобів знищення ракет, імовірність влучення в ракету при застосуванні засобів знищення ракет, імовірність зриву атаки при використанні станції оптико-електронного придушення. Пропонується за коефіцієнт підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН за рахунок застосування засобів активної протидії прийняти комплексний коефіцієнт, як відношення імовірності непопадання КР з ІЧГСН у ЛА з засобами протидії (P_3) та без засобів протидії ($P_{ш}$)

$$k_{2(3...)} = \frac{P_{32(3...)}}{P_{ш2(3...)}} \quad (5)$$

Імовірність $P_{ш}$ пов’язана з характеристиками ракет, що застосовуються і розраховується як:

$$P_{ш} = 1 - P_y, \quad (6)$$

де P_y – імовірність ураження цілі, що є характеристикою ракетного комплексу.

Імовірність P_3 визначається під час випробувань в полігонних умовах. Для цього на вежі розміщують імітатор цілі, який має таку ж силу випромінювання, що і ЛА з з встановленими засобами зменшення ІЧ помітності в спектральному діапазоні чутливості приймача випромінювання ІЧГСН.

Пуски КР з ІЧГСН проводяться з відстані впевненого захвату цілі головкою самонаведення в умовах мінімального теплового фонового випромінювання (в сутінках, вночі). За результатами пусків розраховується імовірність непопадання ракети в ціль за формулою

$$P_3 = \frac{m}{n}, \quad (7)$$

де m – кількість реалізацій, в яких промах КР склав величину більше заданої; n – загальна кількість реалізацій.

Залікова величина промаху повинна складати величину, що перевищує радіус спрацьовування неконтактного підірвача КР не менш ніж на 30 %, що забезпечує гарантовану безпеку ЛА.

Отримані таким чином коефіцієнти $k_1, k_2, k_3...$ дозволяють розрахувати комплексний коефіцієнт підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН за формулою (1). Це дає можливість порівнювати різні системи захисту та оцінити загальну захищеність ЛА від КР з ІЧГСН.

Висновок

Запропонований метод розрахунку коефіцієнту комплексного підвищення захищеності ЛА від КР з ІЧГСН дозволяє порівнювати різні системи захисту та оцінити загальну захищеність ЛА від КР з ІЧГСН.

Література

1. Туренко С.М. Комплексный метод оценки надежности радиоэлектронных систем / С.М. Туренко // Электронная техника, Серия 10, выпуск 12, 1992. – С.8–20.
2. Защита самолетов от ракет с ТГС: Монография / [Л. З. Криксунов, В. А. Волков, В. К. Вялов, В. Л. Кучин] – М. : Воениздат, 1982. – 384 с.
3. Башинський В.Г. Розрахунково-експериментальний метод оцінки інфрачервоної захищеності вертольота станцією оптико-електронного придушення / В.Г. Башинський, Ю.О. Камак, О.І. Кремешний // Харків: МО України ХУПС. Збірник наукових праць. Випуск №1(5)–Т. – 2010. – с. 86–88.

Bibliography (transliterated)

1. Turenko S.M. Kompleksnyj metod ocenki nadezhnosti radioelektronnyh sistem S.M. Turenko Jelektronnaja tehnika, Serija 10, vypusk 12, 1992. – p.8–20.
2. Zashhita samoletov ot raket s TGS: Monografija [L. Z. Kriksunov, V. A. Volkov, V. K. Vjalov, V. L. Kuchin] – M. : Voenizdat, 1982. – 384 p.
3. Bashins'kij V.G. Rozrahunkovo-eksperimental'nij metod ocinki infrachervonoї zahishhenosti ver-tol'ota stancieju optiko-elektronного pridushennja V.G. Bashins'kij, Ju.O. Kamak, O.I. Kremeshnij Harkiv: MO Ukraїni HUPS. Zbirnik naukovih prac'. Vipusk #1(5)–T. – 2010. – p. 86–88.

УДК 629.7.017.0031

Башинский В.Г.

ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ КОМПЛЕКСНОГО МЕТОДА ОЦЕНКИ И СРАВНЕНИЯ СИСТЕМ ЗАЩИТЫ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА ОТ УПРАВЛЯЕМЫХ РАКЕТ С ИНФРАКРАСНЫМИ ГОЛОВКАМИ САМОНАВЕДЕНИЯ

В работе предложен метод расчета коэффициента комплексного повышения защищенности летательного аппарата от управляемых ракет с инфракрасными головками самонаведения. Данный метод позволяет сравнивать разные системы защиты и оценивать общую защищенность ЛА.

Bashinskiy V.G.

GENERALS OF COMPLEX METHOD OF ESTIMATION AND COMPARISON OF SYSTEMS OF DEFENCE OF AIRCRAFT FROM THE GUIDED ROCKETS WITH INFRA-RED HEADS OF HOMING

The method of calculation of coefficient of complex increase of protected of aircraft is In-process offered from the guided rockets with the infra-red heads of homing. This method allows to compare the different systems of defence and estimate general protected of LA.

УДК 623.438.32.

Климов В.Ф., Михайлов В.В., Кудреватых Д.Н., Шипулин А.А.

МОДУЛЬНЫЙ МЕТОД ПРОЕКТИРОВАНИЯ СИСТЕМ ОЧИСТКИ ВОЗДУХА ДЛЯ ОБЪЕКТОВ БРОНИРОВАННОЙ ТЕХНИКИ

Актуальность проблемы

Система очистки воздуха всегда имела решающее значение для силовых установок объектов бронетехники, т.к. определяла долговечность работы двигателя и силовых установок в целом. Существующее противоречие между эффективностью воздухоочистителя по степени очистки воздуха и величиной аэродинамического сопротивления не позволяет в полной мере реализовать высокие требования, предъявляемые к двигателям любых бронированных объектов. Условия эксплуатации танков характеризуются высокой запыленностью воздуха, достигающей 10...20 г/кг (пустыня Кара-Кум). В последнее время многие страны проводят модернизацию объектов бронетехники по различным направлениям, в т.ч. по параметрам подвижности, что связано с повышением мощности силовых установок. В каждом случае, связанном с повышением мощности, необходима разработка новых систем очистки воздуха и систем охлаждения.

Принимая за основу конструктивное исполнение базовой модели, по комплексу критериальных зависимостей, возможна разработка систем очистки воздуха для силовых установок любой мощности. Такой подход избавляет разработчика от необходимости поиска новых технических решений и длительного процесса испытаний вновь создаваемых силовых установок с увеличенной мощностью двигателей. В ХКБМ имени А.А. Морозова накоплен большой опыт создания силовых установок для объектов бронетехники различного направления. При модернизации танков Т-64, Т-55, Т-62, Т-72 использовались силовые установки с двигателями мощностью от 700 до 1200 л.с. При этом применялись системы охлаждения эжекционного типа, одноступенчатые и многоступенчатые системы очистки воздуха.

Цель и постановка задачи

Целью настоящей работы является разработка и обобщение критериальных параметров системы очистки воздуха для силовых установок с двигателями различной мощности, используемых при модернизации бронетанковой техники.

Изложение основного материала

Модернизация объектов бронетехники проводится в направлении повышения основных характеристик – подвижности, защиты и огня. Реализация всех указанных направлений сопряжена с повышением массы объектов, что неизбежно приводит к необходимости повышению мощности двигателей.

Силовое отделение танков, разрабатываемых или модернизируемых КБ имени А.А. Морозова, как правило, базируется на двухтактных высокооборотных двигателях со встречно движущимися поршнями мощностью от 300 до 1200 л.с. Широкий мощностной диапазон стал возможен благодаря семейству двигателей этого класса, созданных в трех, пяти и шестицилиндровом исполнении. При этом в зависимости от компоновочных соображений возможна установка двигателя различной мощности при одном и том же количестве цилиндров. В трехцилиндровом исполнении разработаны двигатели мощностью от 300 до 600 л.с., в пятицилиндровом – от 700 – до 1000 л.с. и шестицилиндровом – от 1000 до 1200 л.с.

Для каждого двигателя разрабатывался компрессор наддувочного воздуха, соизмеримый по производительности и давлению наддувочного воздуха с реальной мощностью при сохранении удельного расхода топлива на уровне $160^{\pm 5}$ г/э.л.с.ч.

Исходя из этого, для каждого варианта силовой установки требуется новая система очистки воздуха, отвечающая требованиям по степени очистки воздуха и гидравлическому сопротивлению.

В таблице 1 приведены основные характеристики систем очистки воздуха с одноступенчатыми и многоступенчатыми воздухоочистителями.

Основными критериальными показателями для каждого воздухоочистителя являются:

- удельная скорость пылевоздушной смеси на единицу поверхности кассет ($V_{пов}$);
- удельная скорость воздушного потока, отнесенная к одному циклону ($V_{ц}$);
- скорость воздушного потока, отнесенная к единице объема кассет ($V_{кас}$).

Указанные величины определяют эффективность очистки воздуха и аэродинамическое сопротивление.

Таблица 1

Тип изделия	G _{мот}		G _{отс}		Z, шт	F _{кас, м²}	V _{Σ, м}	Удельные показатели ВО			ξ _{пр, %}
	G _{мот, кг/с}	Q _{мот, м³/с}	G _{отс, кг/с}	Q _{отс, м³/с}				V _{ед.пов.к., м/с}	V _{ц., м³/с}	V _{ед.об.к., м³/с·м}	
Т-80УД с кассетами, для двиг. N=1000 л.с.	1,75	1,45	0,263 (для 15%)	0,218	341	0,38	0,03	4,42	0,0049	55,60	не более 0,22
БМ «Оплот» с кассетами, для двиг. N=1200 л.с.	1,85	1,54	0,278 (для 15%)	0,231	341	0,38	0,03	4,70	0,0052	59,03	не более 0,22
БМ «Булат» без кассет, для двиг. N=850 л.с.	1,47	1,22	0,176 (для 12%)	0,146	234	–	–	–	0,0058	–	не более 0,2
БТР-4 ВО: В1318.34.010сб для двиг. N=500 л.с.	0,79	0,66	0,119 (для 15%)	0,099	168	0,20	0,02	3,90	0,0045	37,95	не более 0,22
Т-64 ВО: 434.34.010сб без кассет для двиг. N=700 л.с.	1,2	0,99	0,144 (для 12%)	0,119	143	–	–	–	0,0080	–	не более 0,2

Принимая упрощенную схему движения пылевоздушной смеси в циклоне, основные параметры могут быть выражены следующими соотношениями:

– аэродинамическое сопротивление

$$\Delta P_{\text{ц}} = \frac{1}{2} \xi_{\text{ц}} \rho V^2; \quad (1)$$

– коэффициент пропуска (по геометрическим соотношениям основных размеров циклонов)

$$\xi_{\text{ц}} = 29 \frac{F_{\text{вх}}}{F_{\text{вых}}} \sqrt{\frac{d_{\text{ц}}}{\left[L_{\text{ц}} - L_{\text{к}} \left(1 + \operatorname{tg} \frac{\gamma_{\text{к}}}{2} \right) \right]}}, \quad (2)$$

где ξ_ц – коэффициент сопротивления циклона; ρ – плотность пылевоздушной смеси; V – скорость воздуха, F_{вх}, F_{вых} – площадь входного и выходного сечения циклона; L_ц, L_к – длина цилиндрической и конической части циклона, γ_к – угол сужения конической части циклона.

Коэффициент пропуска кассеты в начальный период работы (после обслуживания) выражается следующей зависимостью:

$$\xi_{\text{к.н.}} = \frac{1,4 \cdot 10^5 \bar{V}_{\text{к}}^{-0,5} S^{-1,2} \bar{d}_{\text{пр}}^{-0,85}}{\left(1 + \bar{V}_{\text{к}}^{-1,5} \right) \left(1 + \bar{q}_{\text{к}} \cdot 10^{-3} \right)^3 \left(1 + 10 \bar{H} \right)^2}. \quad (3)$$

Для расчета принимаются обобщенные величины в относительном измерении, принимая за исходные данные величины (V_k , $d_{пр}$, H) определенного значения (V_k – скорость воздушного потока перед кассетой; $d_{пр}$ – диаметр проволоки кассеты; H – высота кассет, ρ_k – плотность набивки кассет).

Анализируя приведенные формулы, нетрудно заметить, что основные характеристики циклона и воздухоочистителя в целом, являются функциональной зависимостью от начальной скорости пылевоздушной массы на входе в циклон. Исходным параметром в этом случае является величина аэродинамического сопротивления, зависящая в квадратичной степени от начальной скорости воздуха. Коэффициент пропуска воздухоочистителя одноступенчатого либо многоступенчатого также зависит от скорости воздуха, которая выражена в сочетании геометрических параметров циклонного аппарата и кассет (для многоступенчатых систем очистки воздуха).

Исходя из этого, были проанализированы базовые образцы танков с одноступенчатым воздухоочистителем танк – Т-64 и его модификации и многоступенчатым – танк Т-80УД.

Оптимальное сочетание параметров аэродинамического сопротивления и коэффициентов пропуска, дает возможность определить основные критериальные параметры, определяющие основные характеристики системы очистки воздуха для силовых установок с двигателями любой мощности.

Для одноступенчатых бескассетных воздухоочистителей может быть определяющим удельный расход воздуха на один циклон. В этом случае аэродинамическое сопротивление есть величина постоянная. Пропуск пыли также не зависит от объема эксплуатации и на режиме 80 % от $N_{e \max}$ двигателя должен быть не ниже 0,2 %. Указанная характеристика для танка Т-64 достигается при удельном расходе воздуха на уровне 0,008 м³/с.

Для бескассетного воздухоочистителя танка «Булат» с геометрически подобными циклонами, разработанными с использованием метода моделирования, эквивалентный коэффициент пропуска, достигается при меньшем удельном расходе воздуха на один циклон – 0,0058 м³/с.

Для оценки двухступенчатых воздухоочистителей с кассетами базовым вариантом принята система очистки воздуха танка Т-80УД.

Критериальными показателями в этом случае являются:

- удельный расход воздуха на один циклон, м³/с;
- удельная скорость воздуха, приходящаяся на единицу поверхности кассет, м/см²;
- удельный расход воздуха на единицу объема кассет, м/с·м³.

Каждый из указанных критериальных параметров имеет прямое функциональное значение для основных характеристик систем очистки воздуха, оговоренных технической документацией.

Проведенные работы по созданию системы очистки воздуха для вновь созданных объектов бронированной техники – танк БМ «Оплот», БМ «Булат», БТР-4 позволили на основе определенных критериальных параметров, обеспечить высокую эффективность систем очистки воздуха как одноступенчатых, так и многоступенчатых.

Для одноступенчатых систем очистки воздуха следует принимать величины удельного расхода воздуха на один циклон на уровне 0,006...0,008 м³/с, для двухступенчатых с кассетами при более низких требованиях на степень очистки воздуха циклонным аппаратом $\approx 0,005$ м³/с. Одновременно определены оптимальные критериальные параметры для кассет, выполненных из проволочной канители:

- удельная скорость воздушного потока, приходящаяся на единицу поверхности кассет – 4,0...5,0 м/с;
- удельный расход воздуха на единицу объема кассет – 40...60 м/с·м³.

Выводы

1. Проведенные исследования систем очистки воздуха различных объектов бронетехники с силовыми установками мощностью от 300 до 1200 л.с., позволяют определить основные критериальные параметры для одноступенчатых и многоступенчатых воздухоочистителей, представляющие величины удельной воздушной нагрузки на один циклон, удельной скорости воздушного потока на единицу поверхности кассет и удельной скорости воздуха на единицу объема кассет.

2. Применение критериальных параметров позволяют создать эффективную систему очистки воздуха для силовых установок любой мощности двигателей при модернизации либо создании новых образцов бронетехники.

Литература

1. В.Т. Никитин. Методика расчета двухступенчатых танковых воздухоочистителей / В.Т. Никитин, В.Я. Ушаков // ВБТ, №6, 1980.
2. Теория конструкция и расчет танка, под редакцией П.П. Исакова, т.4, Москва, 1984 г.
3. Техническая справка, ТС7334-91. Анализ систем очистки воздуха дизельных силовых установок военных гусеничных машин. ВНИИТМ. Ленинград.
4. С.П. Зиновьев. Пути совершенствования систем очистки воздуха объектов БТТ / Зиновьев С.П., Сиволобов Г.Л. // серия ХХ. Выпуск 46. 1974 г.
5. В.Ф. Климов. Основные направления и выбор циклона для создания эффективной системы очистки воздуха объектов БТТ / Климов В.Ф., Колбасов А.Н., Анипко О.Б. // ИТЭ, Харьков, НТУ «ХПИ», №3, 2007 г.

Bibliography (transliterated)

1. V.T. Nikitin. Metodika rascheta dvuhstupenchatyh tankovyh vozduhoochistitelej V.T. Nikitin, V.Ja. Ushakov VBT, #6, 1980.
2. Teorija konstrukcija i raschet tanka, pod redakciej P.P. Isakova, t.4, Moskva, 1984 g.
3. Tehnicheskaja spravka, TS7334-91. Analiz sistem ochistki vozduha dizel'nyh silovyh ustanovok voennyh gusenichnyh mashin. VNIITM. Leningrad.
4. S.P. Zinov'ev. Puti sovershenstvovanija sistem ochistki vozduha ob"ektov BTT Zinov'ev S.P., Sivolobov G.L. serija HH. Vypusk 46. 1974 g.
5. V.F. Klimov. Osnovnye napravlenija i vybor ciklona dlja sozdanija jeffektivnoj sistemy ochistki vozduha ob"ektov BTT Klimov V.F., Kolbasov A.N., Anipko O.B. ITJe, Har'kov, NTU «HPI», #3, 2007 g.

УДК 623.438.32

Клімов В.Ф., Михайлов В.В., Кудреватых Д.М., Шипулін О.О.

**МОДУЛЬНИЙ МЕТОД ПРОЕКТУВАННЯ СИСТЕМ ОЧИСТКИ ПОВІТРЯ
ДЛЯ ОБ'ЄКТІВ БРОНЬОВАНОЇ ТЕХНІКИ**

У статті на основі досліджень модернізованих та створених в КП ХКБМ ім. О.О. Морозова об'єктів БТТ виведені критеріальні залежності, використання яких дозволяє створенню систем очистки повітря для силових установок с двигунами будь-якої потужності.

Klimov V.F., Mikhailov V.V., Kudrevatykh D.N., Shipulin A.A.

**DESIGN MODULE METHOD OF AIR CLEANING SYSTEMS FOR ARMoured VEHICLE
OBJECTS**

In the article, the criterion functions have been deducted on the basis of studies of the armoured vehicle objects having been upgraded and designed in SOE KMDB. Their use makes it possible to design air cleaning systems for power packs with engines of any power.

Костюк В.Е., Кирилаш Е.И., Кравчук А.Л.

**ОБОБЩЁННАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕПЛОВОГО СОСТОЯНИЯ УКРЫТИЙ
ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК**

Введение. На современном этапе развития энергетики и машиностроения широкое распространение получили электрические и компрессорные станции с газотурбинными установками (ГТУ), используемыми в качестве механических приводов генераторов и компрессоров соответственно. Для защиты персонала от шума, тепловых и механических воздействий ГТУ последние часто размещают в относительно компактных шумотеплоизолирующих укрытиях. Большое количество теплоты, выделяемой ГТУ и оборотом, удаляется из укрытия непрерывным потоком пропускаемого через него охлаждающего (вентиляционного) воздуха. Течение охлаждающего воздуха (ОВ) обычно обеспечивается с помощью вентилятора, вращаемого электродвигателем, реже – с помощью эжектора, использующего аэродинамический эффект потока выхлопных газов (ВГ). Однако вентиляция пространства внутри укрытия обуславливает возникновение ряда проблем. В частности, односторонняя подача ОВ может вызывать неравномерное распределение газодинамических параметров внутри укрытия, температур на поверхностях его стенок и неравномерное охлаждение корпуса ГТУ в поперечном направлении. Это может привести к повышению температуры в застойных областях и локальному перегреву стенок укрытия, что отрицательно скажется на работе размещённых в нём оборудования и аппаратуры, и даже к выходу из строя ГТУ из-за изгиба её корпуса, обусловленного разностью температур его поверхностей. В связи с этим разработка рациональных конструкций укрытий ГТУ и эффективных систем их вентиляции является актуальной задачей, имеющей большое практическое значение.

Традиционно проектирование и доводка систем внешнего охлаждения ГТУ и вентиляции укрытий выполнялись без применения пространственных математических моделей (ММ) происходящих в них газодинамических и тепловых процессов. Это обуславливало большие объёмы испытаний, сроки и стоимость опытно-конструкторских работ. Простейшие одномерные ММ теплового баланса не дают информации о локальных скоростях и температурах ОВ в укрытии, так как они оперируют лишь средними величинами. Делались попытки достичь компромисса между адекватностью ММ и её пригодностью к использованию при проектировании укрытий. Например, в работе [1] предложена одномерная модель газового объёма с искусственным учётом эффектов струйных течений. В настоящее время, в связи с развитием методов вычислительной аэрогидродинамики (ВАГД), появилась возможность подробного моделирования физических процессов. В результате авторами работ [2–5] выполнены численные исследования отдельных аспектов, определяющих тепловое состояние (ТС) укрытий ГТУ, в трёхмерной постановке. Однако в известных исследованиях отсутствует обобщённый подход к ММ ТС укрытий ГТУ методами ВАГД, а вопросы адаптации обобщённой модели к условиям частных задач, выявления существенных связей между входными и выходными данными модели и их интерпретации до настоящего времени не рассматривались.

Цель настоящей работы – сформулировать общую постановку задачи о ТС укрытия ГТУ и разработать соответствующую обобщённую ММ, обладающую свойствами адаптируемости, верифицируемости и идентифицируемости.

Общая постановка задачи о тепловом состоянии укрытия ГТУ. Под ТС укрытия ГТУ будем понимать распределение температуры составляющих его твёрдых и заполняющих его газообразных тел в пространстве и её изменение во времени. В общем случае целью моделирования ТС укрытий ГТУ является определение температуры, скорости и направления движения ОВ внутри укрытия, а также температуры внутренних и наружных стенок укрытия в произвольных точках при установившихся и неустановившихся (в том числе аварийных) режимах его эксплуатации с учётом тепловыделений оборудования, находящегося в укрытии, а также утечек циклового воздуха (ЦВ) и (или) ВГ из проточной части ГТУ.

Рассмотрим окружённое внешней средой оснащённое системой вентиляции укрытие с размещёнными внутри него ГТУ, улиткой и оборудованием как систему, состоящую из следующих энергетически взаимосвязанных элементов:

- ГТУ;
- улитка;
- оборудование;
- ограждающие конструкции укрытия (ОКУ);
- ОВ;

- ВГ;
- утечки ЦВ (ВГ);
- атмосферный воздух (АВ);
- теплоизлучающие тела, окружающие укрытие;
- теплопроводная среда, расположенная под полом укрытия.

На рис. 1 показана упрощенная схема теплового баланса укрытия, отражающая энергетические связи между элементами системы.

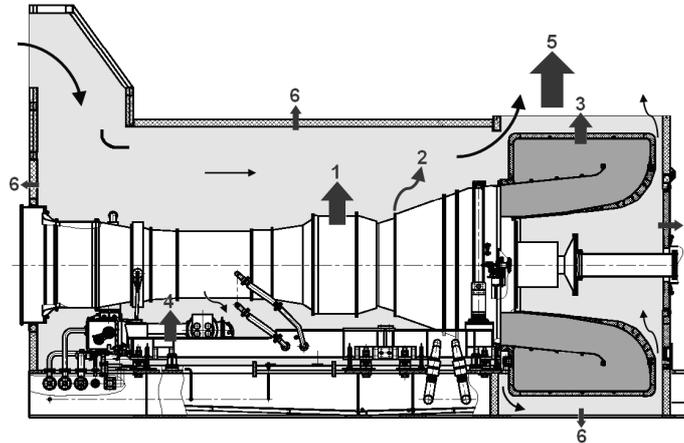


Рисунок 1 – Схема теплового баланса укрытия ГТУ:

1 – теплоступления от ГТУ; 2 – теплоступления за счёт утечек ЦВ (ВГ); 3 – теплоступления от улитки; 4 – теплоступления от оборудования; 5 – теплотери за счёт воздухообмена; 6 – теплотери через ОКУ

Энергетические связи (перенос энергии в форме теплоты) между элементами системы обусловлены следующими физическими явлениями:

- трёхмерным вязким течением ОВ внутри укрытия;
- смешением ОВ с утечками ЦВ (ВГ);
- конвективным теплообменом между ОВ и омываемыми им поверхностями;
- конвективным теплообменом между АВ и наружными поверхностями ОКУ;
- конвективным теплообменом между ОВ и внутренними поверхностями улитки;
- теплопроводностью корпуса улитки и ОКУ;
- лучистым теплообменом между поверхностями, обращёнными внутрь укрытия;
- лучистым теплообменом между окружающей средой (ОС) и наружными поверхностями ОКУ;
- лучистым теплообменом между ВГ и внутренними поверхностями улитки.

Обобщённая математическая модель теплового состояния укрытия ГТУ. Описание совокупности перечисленных выше физических явлений требует привлечения разнородных ММ для описания состояния отдельных физических подсистем исследуемой сложной системы. Так, явления вязкого течения, смешения и конвективного теплообмена могут быть описаны системой уравнений неразрывности для бинарной смеси в целом (1), сохранения массы инертной примеси (2), сохранения количества движения в форме Навье–Стокса (3) и сохранения энергии (4), замыкаемой уравнением состояния (5), явление теплопроводности в твёрдых телах (ТТ) – уравнением сохранения энергии в форме уравнения теплопроводности (4а), явление лучистого теплообмена – уравнением переноса излучения в форме (6) для излучающей среды (ВГ) или в форме (6а) для диатермичной среды (ОВ и ЦВ):

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0, \quad i = 1, 2, 3; \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial Y}{\partial t} + \rho u_i \frac{\partial Y}{\partial x_i} = \frac{\mu}{Sc} \frac{\partial^2 Y}{\partial x_i^2}, \quad i = 1, 2, 3; \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial u_j}{\partial t} + \rho u_i \frac{\partial u_j}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \mu \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g_j, \quad i=1, 2, 3; \quad j=1, 2, 3; \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial h}{\partial t} + \rho u_i \frac{\partial h}{\partial x_i} = \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial^2 h}{\partial x_i^2} + \frac{\partial q_i^R}{\partial x_i}, \quad i=1, 2, 3; \quad (4)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x_i^2}, \quad i=1, 2, 3; \quad (4a)$$

$$p = \rho RT / M; \quad (5)$$

$$\frac{1}{\beta_0} \frac{dI(\vec{r}, \vec{s})}{ds} + I(\vec{r}, \vec{s}) = (1 - \omega_0) I_b(\vec{r}) + \frac{\omega_0}{4\pi} \int_{\Omega'=4\pi} I(\vec{r}, \vec{s}') d\Omega'; \quad (6)$$

$$\frac{\partial I}{\partial s} = 0, \quad (6a)$$

где u_i, u_j – составляющие вектора скорости в направлении соответствующих осей декартовых координат x_i, x_j ; ρ – плотность; Y – массовая доля инертной примеси; t – время; μ – коэффициент динамической вязкости; $Sc \equiv \mu/D\rho$ – число Шмидта; D – коэффициент диффузии; p – давление; g_j – составляющая ускорения

свободного падения в направлении оси x_j ; $h = \int_{T^0}^T c_p(T) dT$ – удельная энтальпия; T – температура газа; T^0 – стандартная температура; c_p – удельная изобарная теплоемкость газа; $Pr \equiv \mu c_p/\lambda$ – число Прандтля; λ – коэффициент теплопроводности; q_i^R – составляющая плотности потока теплового излучения в направлении оси x_i ; $a \equiv \lambda/\rho c$ – коэффициент температуропроводности; c – удельная теплоёмкость ТТ; R – универсальная газовая постоянная; M – кажущаяся молекулярная масса смеси; $\beta_0 = k_a + \sigma_s$ – объёмный коэффициент затухания; k_a – объёмный коэффициент поглощения; σ_s – объёмный коэффициент рассеяния; I – интенсивность теплового излучения; \vec{r} – радиус-вектор произвольного луча в направлении распространения теплового излучения \vec{s} ; $\omega_0 = \sigma_s/\beta_0$ – альбеда рассеяния; $I_b = \sigma T^4/\pi$ – интенсивность теплового излучения абсолютно чёрного тела; σ – постоянная Стефана – Больцмана; Ω' – единичный вектор телесного угла, характеризующий направление распространения теплового излучения вследствие рассеяния фотонов \vec{s}' .

Уравнения (1)–(4) записаны, исходя из допущения о том, что эффекты сжимаемости, вязкого нагрева, термо-, баро- и самодиффузии пренебрежимо малы [6]. Уравнение (6) записано, исходя из допущения о квазистационарном, когерентном и изотропном переносе излучения [7]. Для учёта турбулентного характера движения ОБ и ВГ используем гипотезу Буссинеска о турбулентной вязкости и применим к уравнениям (1), (3), (4) процедуру осреднения по Рейнольдсу [6]. Для замыкания получившейся системы осреднённых уравнений, совпадающих по форме с исходными уравнениями (1), (3), (4), если под величинами μ и Pr понимать коэффициент турбулентной вязкости и турбулентное число Прандтля соответственно и полагать, что турбулентная вязкость существенно больше динамической, можно использовать одну из разработанных на сегодняшний день RANS-моделей турбулентности.

Система дифференциальных уравнений в частных производных (ДУЧП) (1)–(3), (4), (4a), (6), (6a), дополненная алгебраическим уравнением (5), уравнениями модели турбулентности и соответствующими краевыми условиями, однозначно описывает ТС укрытия ГТУ в рамках принятых допущений и может быть решена методами ВАГД.

Система дифференциальных уравнений в частных производных (ДУЧП) (1)–(3), (4), (4a), (6), (6a), дополненная алгебраическим уравнением (5), уравнениями модели турбулентности и соответствующими краевыми условиями, однозначно описывает ТС укрытия ГТУ в рамках принятых допущений и может быть решена методами ВАГД.

Адаптация математической модели к условиям частной задачи и её верификация по экспериментальным данным. С помощью варианта описанной выше ММ решена задача о вязком квазистационарном трёхмерном турбулентном течении двух однокомпонентных сред переменной плотности (ОБ и ВГ) в проточных частях укрытия и улитки соответственно, отделённых друг от друга и ОС непроницаемыми стенками, с учётом смешанного конвективного теплообмена, лучистого теплообмена и теплопроводности через стенки. Введение дополнительного допущения о близости теплофизических свойств ОБ

и ВГ позволило исключить из анализа явление их смешения, и соответственно – уравнение (2) из ММ. Учёт того обстоятельства, что массовая доля трёхатомных газов (CO_2 и H_2O) в ВГ меньше массовой доли двухатомных газов (N_2 и O_2) на порядок величины, позволил принять дополнительное допущение о диатермичности не только воздуха, но и ВГ, и соответственно повсеместно использовать уравнение (6а). Для замыкания системы уравнений (1), (3), (4), (4а), (5) и (6а) использована модель турбулентности Ландера–Сполдинга [8], учитывающая силы плавучести. Исходя из дополнительного допущения об относительной малости толщин стенок, твердотельная теплопроводность в них полагалась одномерной, что позволило упростить уравнение (4а).

Численное решение задачи отыскивалось в трёхмерной области пространства, охватывавшей проточные части укрытия и улитки, которая покрывалась гибридной расчётной сеткой, включавшей несколько миллионов ячеек. На входах в проточные части укрытия и улитки задавались направление течения, параметры турбулентности, массовые расходы и температуры ОВ и ВГ, на выходах – статическое давление. На омываемых поверхностях ТТ задавалось условие «прилипания» с использованием эмпирических пристеночных функций в модели турбулентности. На наружной поверхности корпуса двигателя задавалось кусочно-постоянное распределение температуры. На наружных поверхностях ОКУ задавались температура ОС и коэффициент теплоотдачи. Для стенок задавались их толщина, степень черноты поверхности и коэффициент теплопроводности материала. Интегрирование ДУЧП осуществлялось методом контрольного объёма [9]. Уравнение переноса излучения решалось методом дискретных ординат [7]. Относительный подогрев наружных поверхностей стенок определялся как отношение фактического подогрева к максимальному.

Результаты численного моделирования (рис. 2) показали качественное соответствие данным натурных испытаний, в частности, как в расчёте, так и в эксперименте передняя стенка улитки и наружные поверхности ОКУ в районе турбины имеют максимальные температуры, а правая стенка укрытия нагрета сильнее, чем левая.

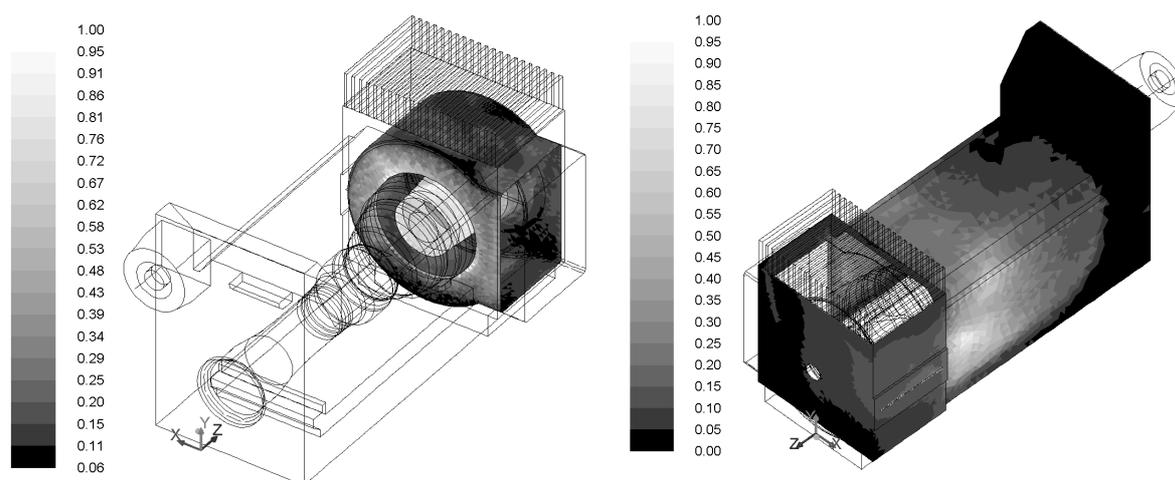


Рисунок 2 – Относительный подогрев наружных поверхностей улитки (слева) и ОКУ (справа)

Выводы. Сформулирована общая постановка задачи о ТС укрытия ГТУ и разработана соответствующая ММ, позволяющая анализировать структуру течения ОВ внутри укрытия и температуру в каждой точке расчётной области, включая наружные и внутренние стенки укрытия, при различных режимах эксплуатации ГТУ. Выполнен численный расчёт ТС укрытия ГТУ с использованием варианта ММ, адаптированного к частной задаче. Результаты численного моделирования показали качественное соответствие данным натурных испытаний.

Направления дальнейших исследований авторы видят в анализе чувствительности ММ к степени черноты поверхностей ТТ и к граничным условиям, характеризующим режимы работы ГТУ и вентиляторов с целью последующей идентификации.

Литература

1. Шляпин Я.К. Математическое моделирование тепловых режимов отсеков ГПА [Текст] / Я.К. Шляпин // Газовая промышленность. – 2008. – № 2. – С. 16–19.

2. Клочков А.В. Обеспечение взрывозащиты газотурбинного оборудования [Текст] / А.В. Клочков, Е.С. Корнилова, А.А. Снитко // Газотурбинные технологии. – 2005. – № 8. – С. 20–22.
3. Results and Experience from Ge Energy's MS5002E Gas Turbine Testing and Evaluation [Text] / M. D'Ercole, G. Biffaroni, F. Grifoni, F. Zanobini, P. Pecchi // Proceedings of ASME TurboExpo 2005. Reno, Nevada, USA. June 6-9, 2005. GT2005-68053. – 9 pp.
4. Месропян А.В. Численное моделирование газодинамики и тепломассопереноса в системе охлаждения бокса ГТД [Текст] / А.В. Месропян, И.И. Мухамедзянова // Вестник УГАТУ. – 2010. – Т. 14, № 1. – С. 25–31.
5. Трусов П.В. Численное моделирование теплового состояния шумотеплозащитного кожуха газотурбинной установки [Текст] / П.В. Трусов, Д.А. Чарнцев // Вестник СамГУ – Естественнонаучная серия. – 2010. – № 4 (78). – С. 117–126.
6. Лойцянский Л.Г. Механика жидкости и газа [Текст] / Л.Г. Лойцянский. – М.: Наука, 1987. – 840 с.
7. Суржииков С.Т. Тепловое излучение газов и плазмы [Текст] / С.Т. Суржииков. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. – 544 с.
8. Launder B.E. Lectures in Mathematical Models of Turbulence [Text] / B.E. Launder, D.B. Spalding. – London: Academic Press, 1972. – 169 p.
9. Лоханский Я.К. Основы вычислительной гидромеханики и тепломассообмена [Текст] / Я.К. Лоханский. – М.: МГИУ, 2008. – 80 с.

Bibliography (transliterated)

1. Shljapin Ja.K. Matematicheskoe modelirovanie teplovyh rezhimov otsekov GPA [Tekst] Ja.K. Shljapin Gazovaja promyshlennost'. – 2008. – # 2. – p. 16–19.
2. Klochkov A.V. Obespechenie vzryvozashhity gazoturbinnogo oborudovaniya [Tekst] A.V. Klochkov, E.S. Kornilova, A.A. Snitko Gazoturbinnye tehnologii. – 2005. – # 8. – p. 20–22.
3. Results and Experience from Ge Energy's MS5002E Gas Turbine Testing and Evaluation [Text] M. D'Ercole, G. Biffaroni, F. Grifoni, F. Zanobini, P. Pecchi Proceedings of ASME TurboExpo 2005. Reno, Nevada, USA. June 6-9, 2005. GT2005-68053. – 9 pp.
4. Mesropjan A.V. Chislennoe modelirovanie gazodinamiki i teplomassopere-nosa v sisteme ohlazhde-nija boksa GTD [Tekst] A.V. Mesropjan, I.I. Muhamedzjanova Vestnik UGATU. – 2010. – T. 14, # 1. – p. 25–31.
5. Trusov P.V. Chislennoe modelirovanie teplovogo sostojanija shumoteplozashhitnogo kozhuha gazoturbinnij ustanovki [Tekst] P.V. Trusov, D.A. Charncev Vestnik SamGU – Estestvennonauchnaja serija. – 2010. – # 4 (78). – p. 117–126.
6. Lojczanskij L.G. Mehanika zhidkosti i gaza [Tekst] L.G. Lojczanskij. – M.: Nauka, 1987. – 840 p.
7. Surzhikov S.T. Teplovoe izluchenie gazov i plazmy [Tekst] S.T. Surzhikov. – M.: Izd-vo MG TU im. N. Je. Bauman, 2004. – 544 p.
8. Launder B.E. Lectures in Mathematical Models of Turbulence [Text] B.E. Launder, D.B. Spalding. – London: Academic Press, 1972. – 169 p.
9. Lohanskij Ja.K. Osnovy vychislitel'noj gidromehaniki i teplomassoobmena [Tekst] Ja.K. Lohanskij. – M.: MGIU, 2008. – 80 p.

УДК [517:536]:621.452

Костюк В.Є., Кирилаш О.І., Кравчук О.Л.

**УЗАГАЛЬНЕНА МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ТЕПЛООВОГО СТАНУ УКРИТТЯ
ГАЗОТУРБІННИХ УСТАНОВОК**

Розроблено загальну постановку задачі про тепловий стан укриття ГТУ і відповідну їй узагальнену математичну модель. Виконано числовий розрахунок теплового стану укриття з використанням математичної моделі, адаптованої до частинної задачі, результати якого якісно відповідають експериментальним даним.

Kostyuk V. Ye., Kirilash Ye. I., Kravchuk A. L.

GENERIC MATHEMATICAL MODEL OF GAS-TURBINE ENCLOSURE HEAT STATE

General statement of the problem of the gas-turbine enclosure heat state and appropriate generic mathematical model are developed. Enclosure heat state numerical calculation is performed using mathematical model adapted to the particular problem. Numerical calculation results qualitatively correspond to the experimental data.

УДК 66.015.23:661.96:622.276.6

Кравченко О.В., Велигоцкий Д.А., Пода В.Б.

ФИЗИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОМАССОБМЕНА ПРИ ТЕРМОХИМИЧЕСКОЙ ВОДОРОДНОЙ ОБРАБОТКЕ ПРИЗАБОЙНОЙ ЗОНЫ ПЛАСТА НЕФТЯНОЙ ИЛИ ГАЗОВОЙ СКВАЖИНЫ

Производительность нефтяных, газовых и газоконденсатных скважин определяется качественным состоянием призабойной зоны продуктивного пласта (ПЗП), которое характеризуется главным образом его проницаемостью, то есть способностью фильтровать к забою скважины добываемые углеводороды. Практически все пласты, представленные такими породами как пески, песчаники, карбонаты, доломиты, глины, обладая достаточно высокой пористостью, имеют невысокую естественную проницаемость, при которой через породу возможна фильтрация, как правило, только газа, и то, при большом пластовом давлении. Естественная проницаемость продуктивного пласта, значительно ухудшается еще на стадии первичного вскрытия скважины (бурения и обсаживания), на которой происходит механическая коагуляция призабойной зоны скважины буровыми и цементирующими растворами. В период всего срока эксплуатации скважины происходит коагуляция ПЗП продуктами разрушения пласта и асфальтосмолопарафиновыми отложениями (АСПО), что приводит к дальнейшему снижению проницаемости продуктивного пласта.

Все выше перечисленные факторы влияют на качество фильтрационных свойств ПЗП, нарушают гидродинамическую связь продуктивного пласта со скважиной и часто приводят к полному отсутствию дебита.

Существует большое количество технологий очистки ПЗП. Как правило, они основаны на различных видах физического и химического воздействия на пласт. Это тепловые, кислотные, щелочные обработки или их комбинации. Отдельно, как наиболее эффективный метод, позиционируется гидродинамический разрыв пласта. Однако и у последнего имеются свои ограничения в применении, особенно на нефтяных месторождениях с высоким содержанием парафина и высокой угрозой последующего увеличения обводненности пласта. Поэтому, одним из перспективных направлений интенсификации добычи нефти на таких месторождениях является сочетание теплового и химического воздействия [1–2].

Интересным направлением в развитии технологий интенсификации является применение газообразного водорода как вещества, обладающего наибольшей проникающей способностью в природе. Показано, что водород, особенно атомарный, участвует не только в процессах гидроконверсии тяжелых фракций и разложения парафина, но и существенно увеличивает газовую проницаемость кернов породы пласта [3–6]. Однако доставка водорода с поверхности к призабойной зоне пласта проблематична в связи с его малой плотностью и взрывоопасностью. Поэтому предлагаются методы, в которых в ПЗП реализуется экзотермическая реакция сильной кислоты и металла, например магния, которая сопровождается выделением водорода. Реализация такого процесса также затруднена, т.к. скорость реакции зависит от концентрации кислоты, на величину которой в нефтегазовом комплексе установлены ограничения в связи с ее большой коррозионной активностью.

Одним из выходов в сложившейся ситуации является использование «горячего» водорода, генерируемого в результате химической реакции гидрореагирующих веществ (ГРВ) с водой. Термин «горячий водород» введен авторами работы [6] в связи с тем, что процессы гидролиза ГРВ проходят с выделением теплоты, и выделяющийся при этом атомарный и молекулярный водород имеет повышенную температуру. Однако применение такого технологического подхода в реальных скважинах затруднено из-за отсутствия данных по тепломассобмену и кинетике процессов генерирования водорода в зависимости от химического состава ГРВ, давления в системе, особенностей конструкции реакционного объема и других параметров.

В настоящее время существует несколько конструктивов скважин, но основной фонд по-прежнему состоит из вертикально ориентированных. Продуктивный пласт (или несколько пропластков) протяженностью от метра до нескольких десятков располагается на глубинах от 200 до 6000 м. Эксплуатационная колонна скважины в ПЗП представляет собой перфорированную металлическую или пластиковую вертикально ориентированную трубу диаметром 100–150 мм, расположенную на глубине продуктивного горизонта. Поэтому, для физического моделирования термобарохимических процессов в эксплуатационной колонне в данных исследованиях использована цилиндрическая труба, заполненная водой. При этом твердое гидрореагирующее вещество в виде протяженного цилиндра, располагается в ней коаксиально.

Одним из основных критериев выбора химического состава твердого ГРВ основывался на требовании генерирования водорода с максимально возможной энтальпией, т.е. реакция ГРВ с жидким окислителем

должна обладать максимально высоким тепловым эффектом. Кроме того, наиболее эффективная обработка призабойной зоны достигается при высоком массовом потоке генерируемого водорода, что возможно только при больших скоростях газообразования на поверхности ГРВ. В экспериментальных исследованиях проведение реакций в обычной технической воде объясняется наличием в скважине жидкости глушения или пластовой воды. Результатом реакции ГРВ с водой является повышение щелочности среды (до $pH = 13$). Это позволяет наряду с «водородной» проводить также и горячую щелочную обработку ПЗП.

В таблице 1 представлены показатели газо- и тепловыделения в процессе гидролиза некоторых исследованных и наиболее перспективных в практическом применении ГРВ при нормальных условиях.

Анализ данных, а также результаты предварительных экспериментальных исследований по изучению характеристик процесса газообразования при реакции ГРВ с водой, представленные в табл. 1, показывают, что наиболее предпочтительными следует считать алюмогидриднатриевый композит (АГНК-50), состоящий из 50 % алюминия Al и 50 % гидрида натрия NaH, и алюмогидрид натрия $NaAlH_4$ (АГН). Указанные типы ГРВ вступают в реакцию в широком диапазоне температур, как с водой, так и водяным паром.

ГРВ на основе лития имеют низкую скорость газогенерации. При этом наблюдается пассивация реакционной поверхности твердых гидрореагирующих веществ, вплоть до полного прекращения реакции уже при относительно невысоких давлениях – более 0,3...0,5 МПа. Это делает проблематичным их применение в реальных технологических процессах обработки ПЗП.

На сегодняшний день, авторам данной статьи не известны математические и компьютерные модели процесса тепломассообмена в химических системах «жидкость–твердое тело» с активным газообразованием (химическим кипением). Связано это как со сложностью учета в модели большого количества влияющих на процесс факторов, так и отсутствием экспериментальных данных, в том числе по определению его лимитирующих стадий. Незначительное количество исследований в этой области проводилось на небольших образцах ГРВ, максимальный габаритный размер которых не превышал 25 мм. К тому же, в большинстве этих работ изучались процессы с пузырьковым режимом газообразования [7–10]. Практическое использование результатов этих исследований для описания тепломассообменных процессов при гидролизе крупногабаритных образцов ГРВ, тем более в виде протяженных в вертикальном направлении цилиндров, невозможно.

Таблица 1 – Основные показатели реакции некоторых ГРВ с водой при н.у.

Гидрореагирующие вещества	Количество водорода, выделяющегося с 1 кг ГРВ (теор. / экспер.), кг	Тепловой эффект реакции на 1 кг ГРВ (расчетный), кДж	Скорость реакции (выделения водорода с ед. поверхности ГРВ), кг / (м ² ·с)
Al активированный	0,094 / 0,075	15942,3	0,0008
Li	0,145 / 0,137	28655,4	0,0015
LiH	0,253 / 0,151	36447,8	0,0074
CaH ₂	0,096 / –	5392,7	0,035
50 % Al + 50 % LiH	0,182 / 0,118	26220,7	0,0017
LiAlH ₄	0,212 / –	16500,7	–
50 % Al + 50 % NaH	0,093 / 0,068	42564,5	0,069
NaAlH ₄	0,143 / 0,136	7583,9	0,038

К основным характеристикам тепломассообмена, необходимым для оценки эффективности термохимической обработки призабойной зоны пласта водородом, получаемым в ходе реакции ГРВ с водой, следует отнести массоотдачу по водороду, скорость массоотдачи с единицы поверхности v , и температуру генерируемого водорода T_{H_2} , определяющего его энтальпию. Важными показателями процесса тепломассообмена также являются удельный тепловой поток с единицы поверхности реагирующего ГРВ, а также условия теплоотдачи от этой поверхности к газожидкостной смеси и генерируемому водороду. Эти пока-

зателі характеризуються температурою реакційної поверхності ГРВ T_s і відповідними коефіцієнтами теплоотдачі $\alpha_{еж}$ і α_{H_2} .

В умовах протекання реакції гидрореагуючого речовина, представляючого собою протяжений вертикальний циліндр, коаксіально розміщений в реакційному просторі, к основним факторам, впливаючим на показателі тепломасообмена в системі, слідує отнести висоту циліндра H і отношение начального значення его діаметра к внутрішньому діаметру труби. Даний фактор характеризує ступінь заповнення реакційного простору і представлений як коефіцієнт завантаження поперечного сечення реакційної зони с гидрореагуючим речовина k_s .

В зв'язі с тем, що в ході реакції с теченням часу діаметр циліндра ГРВ зменшується, значення k_s постійно змінюється, а, відповідально, змінюються і параметри тепломасообмена. Поэтому еще одним фактором, оказывающим заметное влияние на показатели тепломасообмена, является время реакции τ или время срабатывания циліндра.

И последним фактором, влияние которого на теплообменные процессы исследовались в данной работе – это давление в реакционном объеме p . Ранее в работах [11–13] было показано, что величина давления оказывает заметное влияние на кинетику реакций, в-частности, на диаметр пузырьков генерируемого водорода, что может существенно влиять на картину процесса тепломасообмена в целом.

С целью повышения эффективности проведения экспериментальных исследований и точности их обработки применялись методы математического оптимального планирования многофакторного эксперимента.

Исследование влияния перечисленных факторов на основные показатели тепломасообмена при реакции вертикального циліндра ГРВ с водой проводились на стенде с открытым бассейном и на установках с сосудами высокого давления. В качестве исследуемых образцов были выбраны вертикальные циліндры ГРВ (АГНК–50п/э и АГН) высотой 530 ± 16 мм, набранные из отдельных элементов діаметром 46 мм высотой 8...15 мм и имеющих центральное отверстие діаметром 10 мм. Последнее конструктивное решение позволяет осуществлять сборку отдельных элементов в протяженный вертикальный циліндр заданной высоты.

Для изучения влияния коэффициента завантаження сечения k_s на тепломасообменные процессы, происходящие при гидролизе вертикального циліндра ГРВ, последний размещали в цилиндрические генераторы (имитаторы ПЗП скважины) с открытым в воду нижним сечением и верхней крышкой (имитация установленного пакера и закрытого устья скважины). В связи с технологическими ограничениями циліндр из ГРВ изготавливался только одного діаметра, поэтому принято решение о варьировании діаметров модели эксплуатационной колонны. Для получения требуемых согласно принятому ортогональному центральному композиционному плану (ЦКП) эксперимента значений k_s внутренние діаметры циліндров имели следующие значения: 80, 70, 65, 60, 55 и 50 мм. Крышка генераторов оборудована системой отбора водорода, обеспечивающей полное погружение в воду циліндра ГРВ. Для снижения теплоотвода из внутренней полости генераторов в окружающую среду через его стенки, а также с целью возможности визуализации и кинофоторегистрации при исследованиях в открытом бассейне, генераторы изготавливались из оргстекла. Кроме того, во всех опытах по термометрированию внутренняя поверхность генераторов дополнительно теплоизолировалась листовой резиной.

Температуры поверхности циліндра ГРВ вдоль его высоты, газожидкостной смеси вблизи внутренней стенки модели, генерируемого водорода на выходе из модели и воды в бассейне измерялись при помощи хромель-копелевых термопар. Количество термопар, их месторасположение у поверхности циліндра ГРВ и вблизи внутренних стенок моделей выбирались в соответствии с разработанными планами экспериментов согласно количеству и значениям уровней варьирования фактора H .

В ходе проведенных экспериментов с вертикальными циліндрами ГРВ на основе композита АГНК–50 п/э была выявлена зависимость величины их массоотдачи от начального коэффициента завантаження сечения k_s (рис. 1).

На основе результатов экспериментов, проведенных в соответствии с составленным ортогональным ЦКП, получена зависимость полноты массоотдачи циліндров ГРВ состава АГНК–50п/э от коэффициента завантаження сечения генератора в аналитическом виде

$$K_p(k_s) = 0,728 - 0,128k_s + 0,619k_s^2 - 0,405k_s^3.$$

На основе результатов экспериментов, проведенных в соответствии с составленным ортогональным ЦКП, получена зависимость полноты массоотдачи циліндров ГРВ состава АГНК–50п/э от коэффициента завантаження сечения генератора в аналитическом виде

$$K_p(k_s) = 0,728 - 0,128k_s + 0,619k_s^2 - 0,405k_s^3.$$

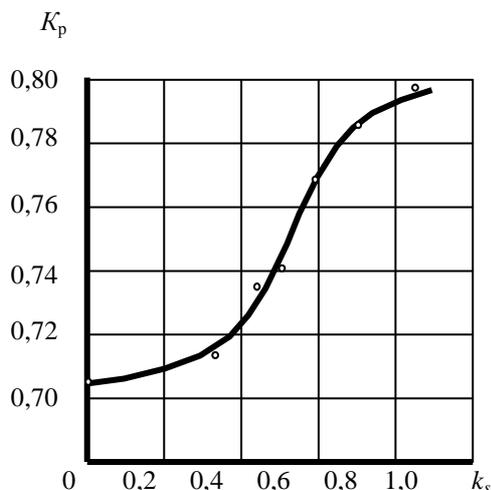


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента полноты массоотдачи ГРВ АГНК–50п/э от коэффициента загрузки сечения

В пределах погрешностей эксперимента, равных от 5 до 8 % и разброса конструктивных характеристик элементов АГНК–50п/э и АГН до 15 % заметного влияния давления на показатель K_p обнаружено не было.

Объемная скорость массоотдачи с поверхностью ГРВ v_s в проведенных экспериментах определялась косвенным путем, на основании результатов измерения средней линейной скорости уменьшения геометрических размеров элементов v_l с использованием зависимости

$$v_s = V_{уд} \rho_3 v_l,$$

где $V_{уд}$ – экспериментально определенное удельное газовыделение с единицы массы ГРВ, $\text{м}^3/\text{кг}$; ρ_3 – плотность элементов ГРВ, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Для элементов ГРВ из АГНК–50 п/э $V_{уд} = 0,76 \text{ м}^3/\text{кг}$ и $\rho_3 = 1,57 \text{ кг}/\text{м}^3$.

Также как и для K_p , величина поверхностной скорости массоотдачи v_s цилиндра ГРВ из АГНК–50 п/э в пределах погрешностей экспериментов и разброса конструктивных характеристик элементов ГРВ не было обнаружено заметной зависимости от давления.

В результате экспериментальных исследований получена регрессионная зависимость скорости массоотдачи v_s от величины коэффициента загрузки сечения k_s вдоль высоты цилиндра H из АГНК–50п/э:

$$v_s(H, k_s) = 0,816 - 1,065H - 0,022k_s + 1,375H^2 - 0,102k_s^2 - 0,437Hk_s.$$

На рис. 2. приведен общий вид поверхности отклика.

В дальнейших исследованиях процессов тепломассобмена химически реагирующих с жидкостями вертикальных протяженных цилиндров ГРВ с газообразованием в области внешней диффузии, значения температур и коэффициентов теплоотдачи было принято представлять в относительном безразмерном виде в виде симплексов \bar{T} и $\bar{\alpha}$. В качестве масштабных величин данных параметров принимались, соответственно, температура поверхности T_{so} небольших образцов ГРВ, реагирующих при нормальном атмосферном давлении в неограниченном объеме воды, имеющей температуру 293 К, и коэффициент теплоотдачи α_0 от поверхности образцов в объем воды. Такой выбор масштабных величин параметров теплообмена обусловлен относительной простотой их определения для любого твердого тела рассматриваемого класса веществ и их однозначной зависимостью от количества теплоты реакции, скоростей тепловыделения и массообмена, определяющихся только химическими свойствами твердого реагента.

Для образцов из выбранных нами ГРВ значения этих масштабных величин составляли: для АГНК–50п/э – $T_{so} = 328 \pm 7,2 \text{ К}$ и $\alpha_0 = 162 \pm 6,5 \text{ кВт}/(\text{м}^2\text{К})$, для АГН – $T_{so} = 305 \pm 5,5 \text{ К}$ и $\alpha_0 = 149 \pm 3,8 \text{ кВт}/(\text{м}^2\text{К})$.

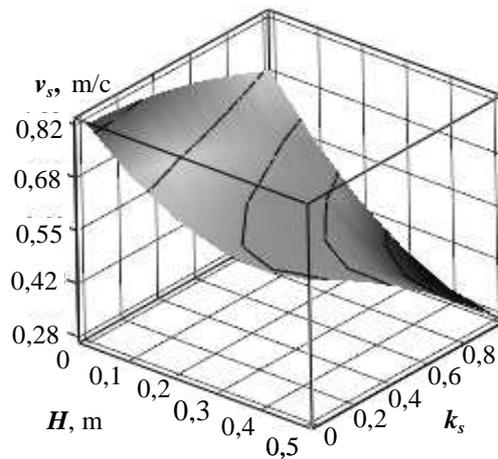


Рисунок 2 – Изменение скорости массоотдачи с поверхности цилиндра ГРВ из АГНК–50п/э вдоль его высоты и в зависимости от коэффициента загрузки сечения модели при $p = 0,1$ МПа

Аналогично изложенным выше соображениям, фактор текущего времени реакции цилиндра $\bar{\tau}$ также оценивался как доля от полного времени срабатывания цилиндров ГРВ различного химического состава (продолжительность реакции).

Значения коэффициентов теплоотдачи от реагирующей поверхности цилиндра ГРВ к генерируемому водороду и в объем газожидкостной смеси определялась согласно зависимости

$$\alpha = \frac{K_p Q_p v_s}{T_s - T},$$

где Q_p – удельное количество тепла, выделяющееся в результате реакции и отнесенное к единице объема генерируемого газа (для образцов АГНК–50п/э – $Q_{\text{PH}} = 9,81 \cdot 10^3$ кДж/м³, для образцов АГН – $Q_{\text{PH}} = 4,75 \cdot 10^3$ кДж/м³).

В качестве величины T при нахождении значений коэффициента теплоотдачи цилиндра ГРВ в объем газожидкостной смеси $\alpha_{\text{эж}}$ принимались значения температуры газожидкостной смеси $T_{\text{эж}}$, измеряемые непосредственно у стенки модели на уровне замера соответствующих значений T_s . При определении значений α_{H_2} температура поверхности цилиндра ГРВ T_s принималась осредненной по высоте, а значения T в вышеприведенной формуле соответствовали значениям температуры водорода T_{H_2} в выходном патрубке модели.

На основании данных экспериментов, проведенных согласно многофакторным ортогональным ЦКП, были получены регрессионные зависимости между температурами реакционной поверхности вертикального цилиндра ГРВ и генерируемого им водорода на выходе из модели, а также коэффициентов теплоотдачи от поверхности цилиндров к газожидкостной смеси и генерируемому водороду

$$\begin{aligned} \bar{T}_s(k_s, \bar{p}, \bar{\tau}, H) &= 1,768 - 0,124k_s + 4,72 \cdot 10^{-3} \bar{p} - 0,891\bar{\tau} - 1,828H + \\ &+ 0,593k_s^2 - 11,125 \cdot 10^{-6} \bar{p}^2 + 0,701\bar{\tau}^2 + 3,469H^2 + 0,693k_s H - 0,303\bar{\tau} H; \\ \bar{T}_{\text{H}_2}(k_s, \bar{p}, \bar{\tau}) &= 1,031 + 1,399k_s + 4,73 \cdot 10^{-3} \bar{p} - 0,821\bar{\tau} - 0,380k_s^2 - \\ &- 7,13 \cdot 10^{-6} \bar{p}^2 + 0,395\bar{\tau}^2 + 0,63 \cdot 10^{-3} k_s \bar{p} - 0,087k_s \bar{\tau} - 0,838 \cdot 10^{-3} \bar{p} \bar{\tau}; \\ \bar{\alpha}_{\text{гж}}(k_s, \bar{p}, \bar{\tau}, H) &= 0,583 - 1,948k_s + 0,888\bar{\tau} + 1,065H + 1,376k_s^2 - \\ &- 1,691 \cdot 10^{-6} \bar{p}^2 - 0,434\bar{\tau}^2 - 2,296H^2 - 0,189 \cdot 10^{-3} k_s \bar{p} - 0,095k_s \bar{\tau} + \\ &+ 0,038k_s H + 0,276 \cdot 10^{-3} \bar{p} \bar{\tau} + 0,707 \cdot 10^{-3} \bar{p} H; \\ \bar{\alpha}_{\text{H}_2}(k_s, \bar{p}, \bar{\tau}) &= -0,503 + 4,635k_s + 6,224 \cdot 10^{-3} \bar{p} + 1,355\bar{\tau} - 2,55k_s^2 - \\ &- 11,5 \cdot 10^{-6} \bar{p}^2 - 1,46\bar{\tau}^2 + 0,397 \cdot 10^{-3} k_s \bar{p} + 1,184k_s \bar{\tau} - 1,503 \cdot 10^{-3} \bar{p} \bar{\tau}. \end{aligned}$$

На рис. 3–6 приведены графические зависимости параметров теплоотдачи от выбранных факторов при начальном давлении в реакционном объеме равном 0.1 МПа.

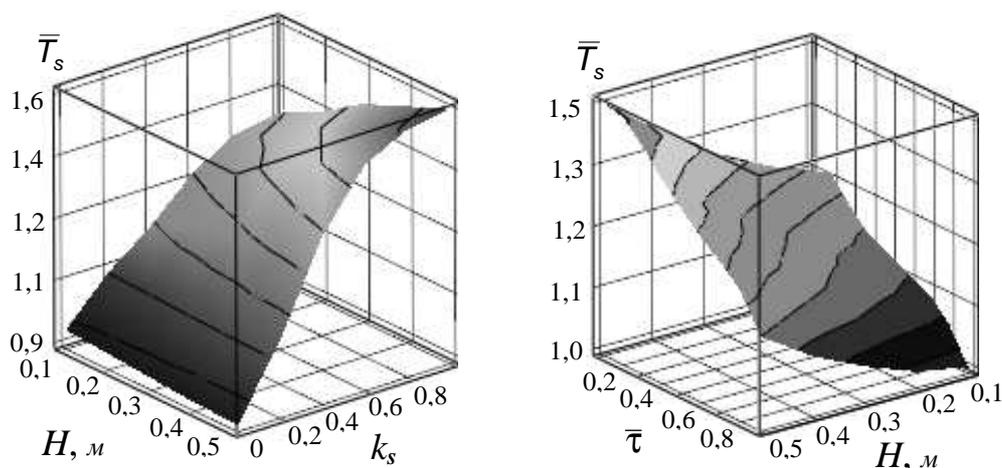


Рисунок 3 – Зависимость относительной температуры реакционной поверхности вертикального цилиндра ГРВ вдоль его высоты от коэффициента загрузки сечения в течение времени реакции

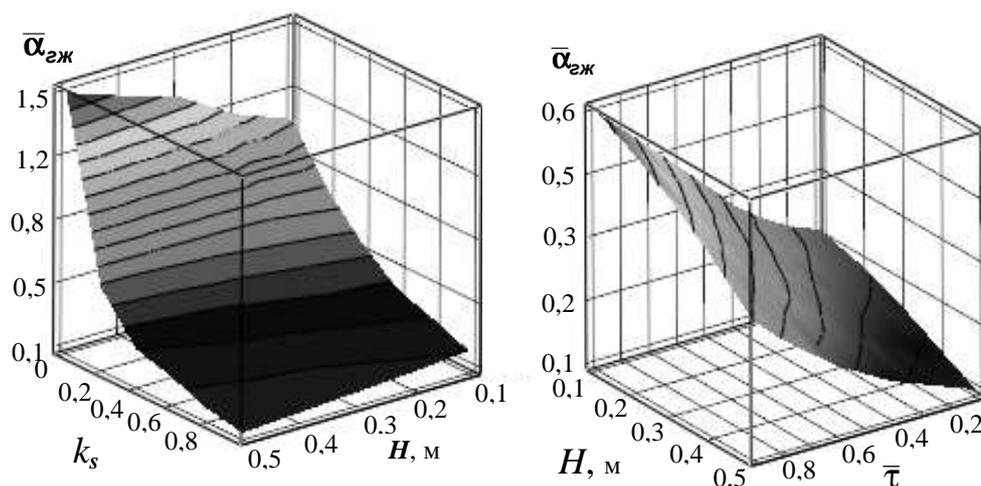


Рисунок 4 – Зависимости коэффициентов теплоотдачи реакционной поверхности вертикального цилиндра ГРВ в газожидкостную смесь вдоль его высоты от коэффициента загрузки сечения в течение времени реакции

Анализ результатов данных исследований позволил сделать следующие выводы и рекомендации:

- для цилиндров ГРВ, представляющих собой прессованные механические смеси алюминия со щелочными металлами или их гидридами, подобных АГНК-50п/э, увеличение коэффициента загрузки сечения ведет к росту полноты массоотдачи K_p по водороду (рис. 1);
- уменьшение зазора между стенками реакционного объема и поверхностью цилиндра ГРВ (увеличение коэффициента загрузки сечения k_s) вызывает снижение скорости массоотдачи v_s цилиндра по водороду вследствие увеличения экранирования поверхности цилиндра пузырьками выделяющегося в ходе реакции водорода (рис. 2). По этой же причине наблюдается уменьшение скорости массоотдачи по высоте цилиндра;
- при реакции вертикального цилиндра ГРВ в неограниченном объеме воды ($k_s = 0$) температура его поверхности \bar{T}_s вдоль высоты несколько снижается (рис. 3). Увеличение k_s приводит к росту температуры поверхности цилиндра с увеличением его высоты и падению коэффициента теплоотдачи в газожидкостную смесь. При этом, чем больше значение k_s , тем более заметен рост \bar{T}_s вдоль цилиндра и соответствующее падение $\bar{\alpha}_{гж}$;
- с уменьшением свободного пространства вокруг цилиндра (увеличением k_s) наблюдается рост температуры генерируемого водорода \bar{T}_{H_2} и интегрального значения коэффициента теплоотдачи $\bar{\alpha}_{H_2}$ (рис. 5);

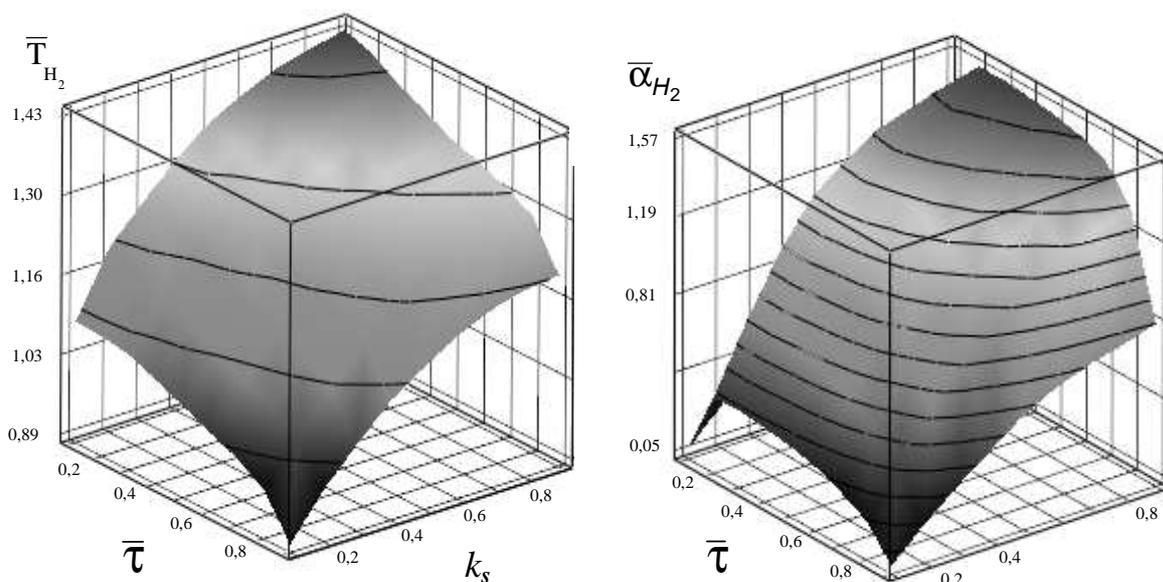


Рисунок 5 – Зависимости относительных величин температуры генерируемого водорода и коэффициента теплоотдачи поверхности вертикального цилиндра ГРВ к водороду от коэффициента загрузки поперечного сечения реакционного объема в течение времени реакции при $p = 0,1$ МПа

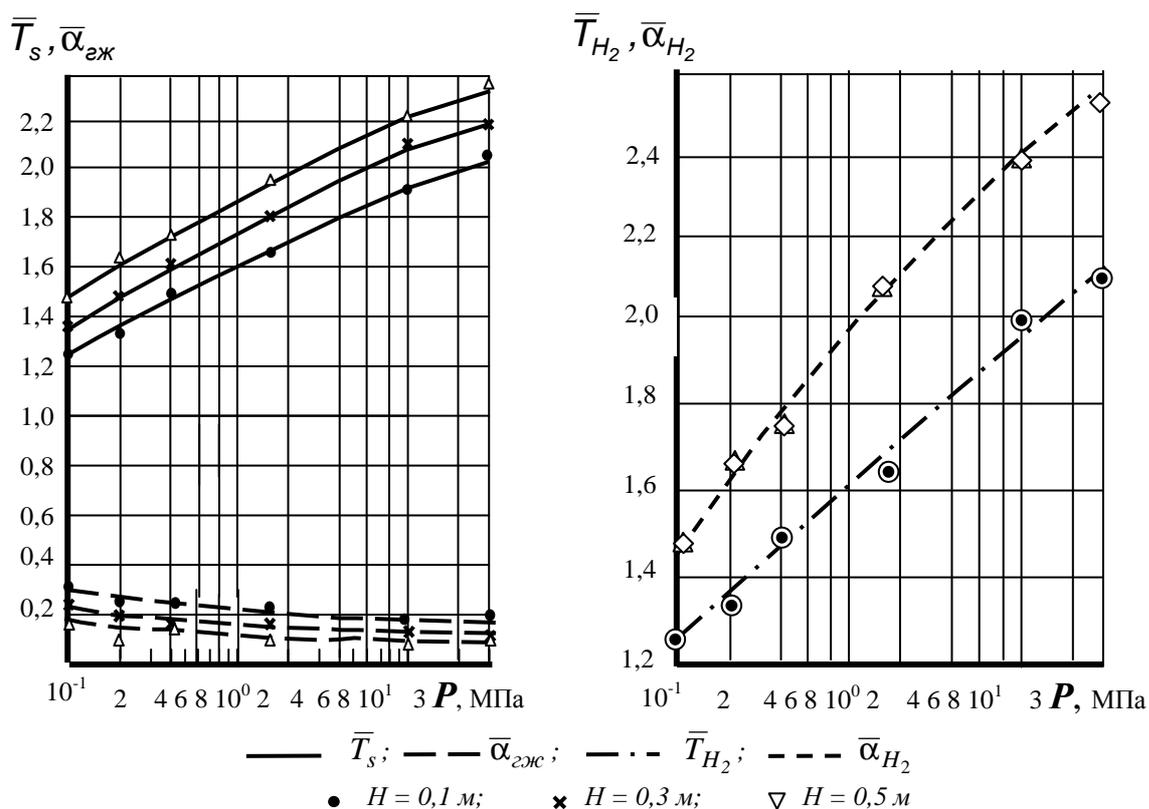


Рисунок 6 – Зависимости температуры поверхности цилиндра ГРВ, температуры генерируемого водорода и коэффициентов теплоотдачи поверхности цилиндра ГРВ в газожидкостную смесь и в водород от давления для $k_s = 0.588$ и $\bar{\tau} = 0,2$

– однако при достаточно высоких значениях k_s ухудшаются условия внешней диффузии воды к реакционной поверхности цилиндра ГРВ. В результате этого заметным становится влияние снижения скорости реакции, или скорости массоотдачи v_s , приводящее к уменьшению количества выделяющегося тепла с поверхности и снижению роста величины $\bar{\alpha}_{H_2}$, а значит и \bar{T}_{H_2} ;

– увеличение давления в реакционном объеме (рис. б), вызывает достаточно заметный рост температуры поверхности цилиндра и генерируемого водорода. При этом наблюдается также существенное увеличение коэффициента теплоотдачи от поверхности цилиндра к генерируемому водороду и незначительное снижение коэффициента теплоотдачи в газожидкостную смесь.

Результаты проведенных исследований позволяют дать некоторые рекомендации по применению протяженных цилиндрических зарядов ГРВ для обработки призабойной зоны газо-нефтеносных скважин. С целью получения «горячего» водорода с максимально возможной энтальпией, необходимо:

– использовать гидрореагирующие вещества, обладающие при реакции с водой или другими жидкими окислителями большим тепловым эффектом, высокой массоотдачей и скоростью массоотдачи по водороду;

– заряды ГРВ размещать в скважине на уровне обрабатываемой призабойной зоны или несколько ниже;

– диаметр цилиндрических зарядов по отношению к диаметру скважин выбирать достаточно большим, чтобы обеспечить коэффициент загрузки сечения скважины на уровне $k_s = 0,6 \dots 0,9$;

– обеспечить высокие давления (100–300 МПа) реакции гидролиза. Для выбранных типов ГРВ обработку рекомендовано проводить в заглушенной (заполненной до устья жидкостью глушения или водой) скважине, используя при этом гидростатическое давление столба жидкости.

Литература

1. Кравченко О.В. Новые технологии интенсификации добычи и переработки углеводородных энергоносителей / О.В. Кравченко // Современные достижения в науке и образовании: сб. трудов международного конф., Натания (Израиль), 9–17 сент. 2007. – С. 55–60.

2. Кравченко О.В. Обобщенная модель системы формирования процессов и технологий повышения эффективности добычи, переработки и использования углеводородных энергоносителей / О.В. Кравченко // Вестник НТУ ХПИ. – 2008. – № 1. – С. 63–77.

3. Щербина К.Г. Гидрореагирующие составы для внутрипластовой термохимической обработки нефтегазоконденсатных скважин / К.Г. Щербина // Вестник Харьковского университета. – 1998. – № 402. – С. 85–88.

4. Щербина К.Г. О возможности внутрипластового крекинг-пиролиза легких нефтей и конденсата / К.Г. Щербина, И.И. Рыбчич, Б.Б. Синюк и др. // International scientific and technical Conference. Mineral resources and Man, 17 – 19, IX, Varna – 2002. – Vol. 2. – С. 204–206.

5. Щербина К.Г. Хіміко-фізичні основи високотемпературного впливу на привибійну зону свердловини гідрореагуючими складами. Автореф. доктор. дис. Київ. – 1999. – 34 с.

6. Кравченко О.В. Обработка нефтеносных пород «горячим» водородом / О.В. Кравченко, К.Г. Щербина, В.Б. Пода, Д.В. Кузьмин // Интегрированные технологии и энергосбережение. – 2004. – № 4. – С. 14–19.

7. Аксельруд Г.А. Массообмен при химическом взаимодействии твердого тела с жидкостью, осложненный выделением газообразной фазы / Г. А. Аксельруд, А. И. Дубынин // Инж.-физ. журн. – 1972. – Т. 22, № 4. – С. 752–754.

8. Новиков С.П. Теплообмен при химическом взаимодействии твердого тела с жидкостью / С.П. Новиков, Озеров Е.С. // Теплофизика высок. температур. – 1983. – т. 21, № 2. – С. 326–329.

9. Аксельруд Г.А. Исследование химического кипения в области пузырькового режима / Г.А. Аксельруд, Я.М. Гумницкий, С. Маллик // Инж.-физ. журн. – 1987. – Т. 52, № 2. – С. 205–209.

10. Кириллов В.А. Тепломассоперенос при химическом кипении жидкостей / В.А. Кириллов, В.А. Кузьмин // Инж.-физ. журн. – 1987. – Т. 52, № 6. – С. 910–916.

11. Толубинский В.И. Теплообмен при кипении / Толубинский В.И.. – Киев: Наукова думка. 1980. – 315 с.

12. Калекин О.Ю. Исследование процесса газообразования в генераторах водорода на основе гидро-реагирующих веществ / О.Ю. Калекин, В.Б. Пода, В.И. Кривцова // Теплообмен-88: тез. докладов между-народ. конф. Минск: НИТМО, 1988. – С. 52–53.

13. Кривцова В.И. Влияние давления на процесс получения водорода при взаимодействии гидрореагирующих составов с водой / В.И. Кривцова // Проблемы машиностроения, 1992. – Вып. 37. – С. 109–113.

Bibliography (transliterated)

1. Kravchenko O.V. Novye tehnologii intensivatsii dobychi i pererabotki uglevodorodnykh jener-gonositelej / O.V. Kravchenko Sovremennye dostizhenija v nauke i obrazovanii: sb. trudov mezhduna-rod. konf., Nataniya (Izrail'), 9–17 sent. 2007. – p. 55–60.

2. Kravchenko O.V. Obobshhennaja model' sistemy formirovanija processov i tehnologij povyshenija jeffektivnosti dobychi, pererabotki i ispol'zovanija uglevodorodnykh jenergonositelej O.V. Kravchenko Vestnik NTU HPI. – 2008. – # 1. – p. 63–77.

3. Shherbina K.G. Hidroreagirujushhie sostavy dlja vnutriplastovoj termohimicheskoy obrabotki nef-tegazokondensatnykh skvazhin K.G. Shherbina Vestnik Har'kovskogo universiteta. – 1998. – # 402. – p. 85–88.

4. Shherbina K.G. O vozmozhnosti vnutriplastovogo kreking-piroliza legkih neftej i kondensata K.G. Shherbina, I.I. Rybchich, B.B. Sinjuk i dr. International scientific and technical Conference. Mineral resources and Man, 17 – 19, IX, Varna – 2002. – Vol. 2. – p. 204–206.

5. Shherbina K.G. Himiko-fizichni osnovi visokotemperaturnogo vplivu na privibijnu zonu sverdlovi-ni gidroreagujuchimi skladami. Avtoref. doktor. dis. Kiiv. – 1999. – 34 p.

6. Kravchenko O.V. Obrabotka neftenosnykh porod «gorjachim» vodorodom O.V. Kravchenko, K.G. Shherbina, V.B. Poda, D.V. Kuz'min Integrirovannye tehnologii i jenergosberezhenie. – 2004. – # 4. – p. 14–19.

7. Aksel'rud G.A. Massoobmen pri himicheskom vzaimodejstvii tverdogo tela s zhidkost'ju, oslozh-nennyj vydeleniem gazoobraznoj fazy G. A. Aksel'rud, A. I. Dubynin Inzh.-fiz. zhurn. – 1972. – T. 22, # 4. – p. 752–754.

8. Novikov S.P. Teploobmen pri himicheskom vzaimodejstvii tverdogo tela s zhidkost'ju S.P. Novikov, Ozerov E.S. Teplofizika vysok. temperatur. – 1983. – t. 21, # 2. – p. 326–329.

9. Aksel'rud G.A. Issledovanie himicheskogo kipenija v oblasti puzyr'kovogo rezhima G.A. Aksel'-rud, Ja.M. Gumnickij, S. Mallik Inzh.-fiz. zhurn. – 1987. – T. 52, # 2. –p. 205–209.

10. Kirillov V.A. Teplomassoperenos pri himicheskom kipenii zhidkostej V.A. Kirillov, V.A. Kuz'min Inzh.-fiz. zhurn. – 1987. – T. 52, # 6. – p. 910–916.

11. Tolubinskij V.I. Teploobmen pri kipenii Tolubinskij V.I.. – Kiev: Naukova dumka. 1980. – 315 p.

12. Kalekin O.Ju. Issledovanie processa gazoobrazovanija v generatorah vodoroda na osnove gidro-reagirujushhih veshhestv O.Ju. Kalekin, V.B. Poda, V.I. Krivcova Teploobmen-88: tez. dokladov mezhdunarod. konf. Minsk: NITMO, 1988. – p. 52–53.

13. Krivcova V.I. Vlijanie davlenija na process poluchenija vodoroda pri vzaimodejstvii gidrorea-girujushhih sostavov s vodoj V.I. Krivcova Problemy mashinostroenija, 1992. – Вып. 37. – p. 109–113.

УДК 66.015.23:661.96:622.276.6

Кравченко О.В., Велігоцький Д.О., Пода В.Б.

**ФІЗИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕПЛОМАСООБМІНУ ПРИ ТЕРМОХІМІЧНІЙ ВОДНЕВІЙ
ОБРОБЦІ ПРИВИБІЙНОЇ ЗОНИ ПЛАСТА НАФТОВОЇ АБО ГАЗОВОЇ СВЕРДЛОВИНИ**

На основі узагальнення результатів теоретичних і експериментальних досліджень розроблено методи розрахунку теплових і масообмінних процесів при гідролізі твердих гідрореагуючих речовин у вигляді високого циліндра, який коаксіально занурюється в циліндричний реактор, отримані залежності показників тепломасообміну від кінетичних характеристик газоутворення, коефіцієнта завантаження пелетину генератора водню при тиску в реакційній зоні до 30 МПа.

Kravchenko O.V., Veligotskyi D.A., Poda V.B.

**ТЕПЛОМАСООБМЕН'S PHYSICAL MODELLING AT TO THERMOCHEMICAL HYDROGEN
PROCESSING OF A ZONE OF THE LAYER OF THE OIL OR GAS WELL BY PRIZABOYNA**

On basis of the results generalization of theoretical and experimental researches was made the method of calculation of heat and mass transfer processes in the hydrolysis of solid hydro-reactive substances in the form of high cylinder, which is immersed in a coaxial cylindrical reactor, dependence of heat and mass transfer from the kinetic characteristics of gas formation, the loading factor of the cross section of the hydrogen generator under the pressure up to 30 MPa in the reaction zone were obtained.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УПРАВЛЯЕМОГО ПРОЦЕССА
ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ ЗДАНИЙ**

Введение. Проблема экономии энергетических ресурсов в настоящее время стоит как никогда остро. Это связано как с естественными возрастающими потребностями человечества в комфортной среде обитания, так и с экономическим и политическим давлением стран-монополистов, контролирующих источники энергоносителей. Особенно остро проблема энергосбережения стоит перед странами с резко выраженным континентальным климатом, к которым относится Украина. По данным [1] расходы тепловой энергии на содержание зданий составляют около 2,3 ГДж/год, т.е. более 25 % в энергобалансе страны. Снижение расходов углеводородных энергоносителей на отопление зданий может достигаться различными путями. Во-первых, это использование новых строительных материалов и технологий, позволяющих повысить термическое сопротивление ограждений зданий. Во-вторых, это использование альтернативных источников энергии в системах распределенной энергетики. В-третьих, это широкое использование систем автоматического управления теплоснабжением зданий. Среди перечисленных путей повышения тепловой энергоэффективности зданий последний является наименее затратным и, в то же время, единственным, обеспечивающим комфортность жизнеобеспечения в условиях суточных и сезонных колебаний внешних климатических условий. Использование систем автоматического управления теплоснабжением позволяет также реализовать программное управление тепловым режимом здания в зависимости от времени суток, с целью обеспечения минимальных расходов энергоресурсов.

Организация управления процессом централизованного теплоснабжения естественным образом представляется двухуровневой. На нижнем уровне осуществляется управление количеством потребляемой теплоты отдельными абонентами по критериям комфортности и энергозатрат. При этом выбор степени предпочтения того или иного критерия осуществляется каждым абонентом индивидуально. На верхнем уровне задача управления состоит в обеспечении необходимого качества и количества теплоносителя, генерируемого центральной котельной установкой (ЦКУ) в зависимости от потребляемого абонентами количества теплоты, и климатических условий. Последняя задача достаточно подробно проанализирована в работах [2, 3]. В частности, в работе [2] предложена концепция организации канала обратной связи между потребителями и ЦКУ на основе информации об отклонениях в потреблении электроэнергии и природного газа от номинального режима, соответствующего комфортному теплоснабжению.

Настоящая работа посвящена рассмотрению задачи управления теплоснабжением на абонентском уровне системы теплоснабжения. При этом предполагается, что ЦКУ представляет собой источник теплоты с заданной температурой, которая не зависит от режима потребления теплоносителя другими абонентами. Такой подход позволяет рассматривать систему отопления отдельным зданием независимо от других, подключенных к ЦКУ.

Постановка задачи исследования. Основой создания любой эффективно функционирующей системы управления является адекватная математическая модель управляемого процесса. Процесс теплоснабжения зданий представляет собой сложный динамический распределенный процесс теплообмена, протекающий в условиях неопределенностей большого числа физических и конструктивных параметров, а также внешних возмущающих климатических и технологических факторов. Перечисленные обстоятельства не позволяют построить детальную распределенную математическую модель тепловых процессов в здании, пригодную для анализа и синтеза систем управления теплоснабжением. Среди множества работ в области математического и компьютерного моделирования теплового состояния зданий можно выделить [4], отличающуюся системным подходом к проблеме и попыткой учесть как можно большее число факторов, влияющих на параметры теплоснабжения зданий. В то же время принятая на практике квазистатическая математическая модель тепловых процессов [5] не позволяет адекватно прогнозировать температурные режимы элементов здания в условиях суточных и сезонных колебаний внешних климатических условий, а также в случаях изменения качества теплоносителя, генерируемого ЦКУ.

Альтернативным вариантом, позволяющим синтезировать достаточно простую математическую модель, отражающую основные динамические процессы теплообмена в здании, является использование метода двухполюсников [6]. Такой подход позволяет представить распределенную систему в виде соединения двухполюсников простейших динамических и статических элементов с сосредоточенными параметрами. Полученная математическая модель представляет собой систему обыкновенных линейных

дифференциальных уравнений, что существенно упрощает ее анализ и дальнейший синтез алгоритмов управления.

В связи с этим рассмотрим идеализированную, упрощенную тепловую модель процесса теплоснабжения здания, структура которой приведена на рис. 1

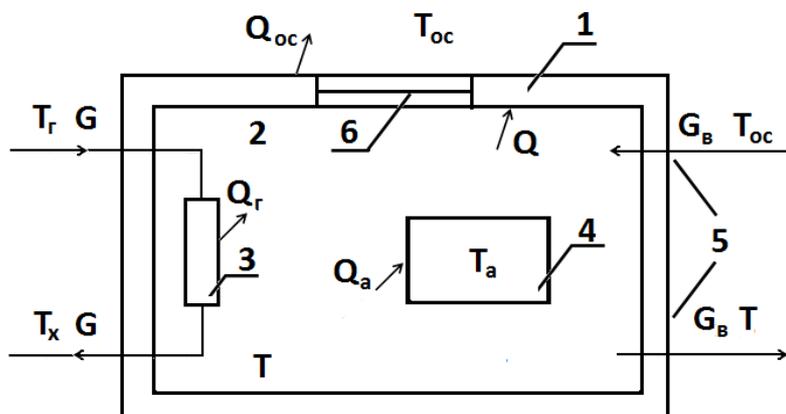


Рисунок 1 – Тепловая модель теплоснабжения здания

1 – ограждающие конструкции; 2 – внутренний воздух; 3 – отопительный прибор; 4 – внутренние аккумуляторы теплоты; 5 – вентиляционная система; 6 – оконный проем

На рис. 1 T_0 , T , T_r , T_x , T_a , T_{oc} – средняя температура ограждений, температуры внутреннего воздуха, теплоносителя на входе и на выходе отопительного прибора, внутренних аккумуляторов и окружающей среды; G , G_v – массовые расходы теплоносителя и воздуха в системе вентиляции; Q_r , Q , Q_a , Q_{oc} – тепловые потоки между элементами тепловой модели.

Рассматриваемая тепловая модель основана на ряде допущений, которые в той или иной степени могут быть пересмотрены при дальнейшем совершенствовании математической модели. В простейшей постановке будем рассматривать здание в форме параллелепипеда, ограждение однородным по толщине и составу, термодинамические параметры внутреннего воздуха независимыми от координат. Внутренние аккумуляторы: перегородки, оборудование, мебель и т.п. будем считать условным однородным веществом с известными теплофизическими и геометрическими параметрами.

На основании предложенной тепловой модели и принятых допущений необходимо разработать математическую модель, отражающую основные динамические процессы, связанные с накоплением энергии в элементах здания, и теплопередачей через ограждающие конструкции в окружающую среду. Разрабатываемая математическая модель должна отражать основные динамические и статические показатели тепловых процессов здания и влияние на них управляющих и возмущающих факторов.

Математические модели элементарных процессов теплоснабжения здания. Фундаментальная база для математического моделирования тепловых процессов достаточно хорошо разработана. Это теория теплопередачи, математическая модель которой представлена дифференциальным уравнением теплопроводности Фурье, а также уравнениями Ньютона-Рихмана и Стефана-Больцмана конвективного и лучистого теплообмена.

Математическим обобщением этих законов является уравнение теплопередающего участка, представляющего собой пассивный двухполюсник

$$Q = \frac{\Delta T}{R}, \quad (1)$$

где Q – тепловой поток, ΔT – разность температур на границах участка, а R – тепловое сопротивление, зависящее от вида теплообмена, физических и конструктивных параметров участка. В случае конвективного теплообмена $R = 1/\alpha F$, где α – коэффициент теплообмена, F – площадь поверхности участка. Для теплопередачи теплопроводностью $R = \delta/\lambda F$, где λ – коэффициент теплопроводности, δ – длина участка.

Вторую группу элементарных математических моделей представляют дифференциальные уравнения аккумулирующих двухполюсников

$$C \frac{d\Delta T}{dt} = Q, \quad (2)$$

где C – теплоемкость.

Приведенные математические модели тепловых двухполюсников имеют своим аналогом электрические элементы: сопротивление R и емкость C . Тепловому потоку и температуре соответствуют сила тока и напряжение. Электрические аналогии будут использованы в дальнейшем для описания и математического моделирования процесса теплоснабжения зданий.

Математические модели элементов системы теплоснабжения. Рассмотрим математические модели отдельных элементов, входящих в систему теплоснабжения здания.

Отопительный прибор в соответствии с рис. 1 представляет собой теплообменник, в котором нагреваемым теплоносителем является внутренний воздух помещения. Тогда, воспользовавшись известной формулой теории теплообменников [7], выражение для теплового потока Q_G может быть представлено в виде

$$Q_G = \alpha_G F_G \frac{T_G - T_x}{\ln \frac{T_G - T}{T_x - T}}, \quad (3)$$

где α_G – коэффициент конвективного теплообмена, а F_G – поверхность отопительного прибора.

С другой стороны, это же количество теплоты, при условии пренебрежения аккумуляцией энергии конструктивными элементами отопительного прибора, можно выразить через изменение энтальпии теплоносителя на входе и на выходе:

$$Q_G = Gc_G (T_G - T_x), \quad (4)$$

где c_G – теплоемкость теплоносителя.

Исключая из уравнений (3) и (4) температуру T_x , получим

$$Q_G = Gc_G \left(1 - e^{-\frac{\alpha_G F_G}{Gc_G}} \right) (T_G - T).$$

Последнее соотношение удобно переписать в следующем виде

$$Q_G = \alpha_G F_G \varphi(g) (T_G - T),$$

где $g = \frac{Gc_G}{\alpha_G F_G}$ – безразмерный массовый расход теплоносителя, а

$$\varphi(g) = g \left(1 - e^{-\frac{1}{g}} \right) \quad (5)$$

безразмерный управляющий параметр отопительного прибора, представляющий собой долю от максимально возможной тепловой мощности управляемого отопительного прибора при заданных температурах теплоносителя и воздуха помещения.

Как видно из выражения (5), $\varphi(g) = 0$ при $g = 0$ и монотонно стремится к 1 при $g \rightarrow \infty$. Таким образом, тепловой поток управляемого изменением расхода теплоносителя отопительного прибора можно представить в форме (1)

$$Q_{\Gamma} = \frac{T_{\Gamma} - T}{R_{\Gamma}(g)}, \quad (6)$$

где $R_{\Gamma}(g) = 1/\alpha_{\Gamma} F_{\Gamma} \varphi(g)$ – управляемое тепловое сопротивление отопительного прибора.

Система вентиляции в соответствии с рис. 1 может быть представлена уравнением энергетического баланса

$$Q_{\epsilon} = G_{\epsilon} c_{\epsilon} (T - T_{oc}),$$

где Q_{ϵ} – затраты теплоты на подогрев поступающего извне воздуха в процессе его смешения с внутренним воздухом здания, c_{ϵ} – средняя изобарная теплоемкость воздуха в температурном диапазоне $[T_{oc}, T]$

На практике объемный расход воздуха на вентиляцию принято характеризовать параметром кратности воздухообмена k , представляющим собой отношение объема воздуха, поступившего через систему вентиляции за 1 час, к объему помещения V . Тогда выражение для G_{ϵ} приближенно можно представить в виде

$$G_{\epsilon} = \frac{V \rho k}{3600},$$

где V – объем здания, ρ – средняя плотность воздуха на температурном интервале $[T_{oc}, T]$.

Таким образом, расход теплоты на вентиляцию можно представить в форме (1)

$$Q_{\epsilon} = \frac{T - T_{oc}}{R_{\epsilon}},$$

где $R_{\epsilon} = 1/G_{\epsilon} c_{\epsilon}$ – эквивалентное тепловое сопротивление системы вентиляции.

Одним из основных элементов здания, определяющим его динамические характеристики с точки зрения теплового режима, являются ограждающие конструкции. Температура ограждения T_o представляет собой распределенную функцию от координат ограждения $T_o(x, y, z)$, а ее изменение во времени дифференциальным уравнением теплопроводности в частных производных. Поскольку задачи анализа и синтеза систем управления в основном ориентированы на системы с сосредоточенными параметрами, то в дальнейшем будем рассматривать упрощенную математическую модель процесса в теплопередачи через ограждение здания 1-го порядка. В этой модели в качестве температуры ограждения T_o примем среднюю по множеству координат ограждения Γ температуру

$$T_o = \frac{1}{FH} \int_{\Gamma} T_o(x, y, z) dx dy dz,$$

сосредоточенную в средней плоскости ограждения здания.

Тогда электрический аналог ограждающей конструкции примет вид рис. 2

На рис. 2 R_o – сопротивление теплопередачи; R_k и R_{oc} – конвективные сопротивления теплообмена; $C_o = FH \rho_o c_o$ – теплоемкость ограждения; F , H – толщина и площадь поверхности ограждения; T' и T'' – температура внутренней и внешней поверхностей, ρ_o , c_o – плотность и удельная массовая теплоемкость материала ограждения.

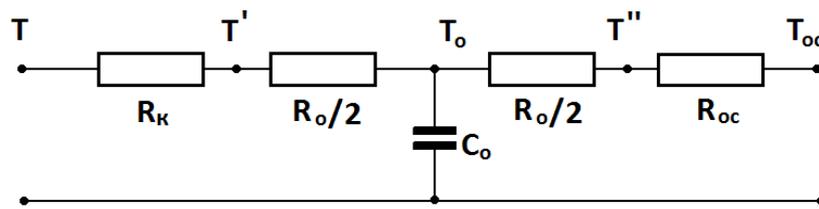


Рисунок 2 – Электрический аналог ограждающей конструкции 1-го порядка

В соответствии с приведенной схемой на рис. 2 и обобщенным законом Кирхгофа можно записать дифференциальное уравнение теплового состояния ограждения в виде

$$C_o \frac{dT_o}{dt} = \frac{T - T_o}{R_K + \frac{R_o}{2}} - \frac{T_o - T_{oc}}{R_{oc} + \frac{R_o}{2}}. \quad (7)$$

Дифференциальное уравнение (7) является первым приближением математической модели ограждения здания. Для более точного математического моделирования необходимо привлечь многомерную аппроксимацию распределенной системы. Электрический аналог n -мерной аппроксимирующей системы приведен на рис. 3. Достоинством многомерной аппроксимации распределенной системы ограждения является возможность моделирования многослойных конструкций.

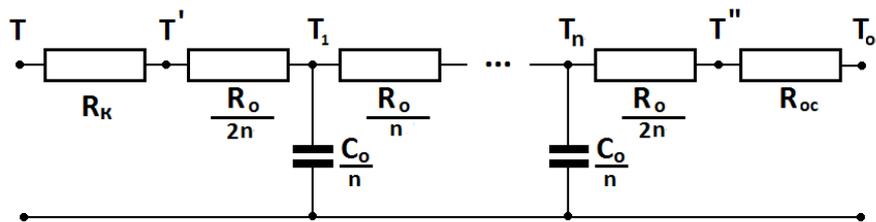


Рисунок 3 – Электрический аналог ограждающей конструкции n -мерного порядка

Как показано в [8] с достаточной для практики точностью можно ограничиться третьим порядком аппроксимирующей системы обыкновенных, дифференциальных уравнений. В настоящей работе мы ограничимся первым порядком приближения, введя в дальнейшем соответствующую поправку на величину постоянной времени процесса теплопередачи в соответствии с результатом [8].

Математическая модель процесса теплоснабжения здания. С учетом принятой тепловой модели процесса теплоснабжения и рассмотренных ранее математических моделей элементов и подсистем здания построим математическую модель, отражающую основные особенности динамики теплового режима. Для этого воспользуемся методом электрической аналогии на основе двухполюсников. Электрический аналог системы теплоснабжения показан на рис. 4

В соответствии с методами аналогий электрические напряжения и токи соответствуют температурам и тепловым потокам, а сопротивления и конденсаторы - термическим сопротивлениям и теплоемкостям. Источники напряжения соответствуют источникам теплоты заданной температуры. На рис. 4 $R_n = 1/\alpha F_n$ – тепловое сопротивление оконных и дверных проемов; $R_a = 1/\alpha F_a$ – тепловое сопротивление конвективного теплообмена между внутренним воздухом и внутренними аккумуляторами; F_n и F_a – площади проемов и аккумуляторов; C , C_a – теплоемкости внутреннего воздуха и внутренних аккумуляторов соответственно.

На основании электрического аналога (рис. 4) и 1-го обобщенного закона Кирхгофа для узлов A , B , D можно записать следующую систему дифференциальных уравнений баланса тепловых потоков:

$$C \frac{dT}{dt} = \frac{T_T - T}{R_T} - \frac{T - T_o}{R_K + \frac{R_o}{2}} - \frac{T - T_a}{R_a} - \frac{T - T_{oc}}{R_e} - \frac{T - T_{oc}}{R_n}, \quad (8)$$

$$C_a \frac{dT_a}{dt} = \frac{T - T_a}{R_a}, \quad (9)$$

$$C_o \frac{dT_o}{dt} = \frac{T - T_o}{R_k + \frac{R_o}{2}} - \frac{T_o - T_{oc}}{R_{oc} + \frac{R_o}{2}}, \quad (10)$$

где $R_o = \frac{H}{\lambda F}$, $R_k = \frac{1}{\alpha_k F}$, $R_{oc} = \frac{1}{\alpha_{oc} F}$, $C = V \rho c$, $C_a = V_a \rho_a c_a$; α_k и α_{oc} – коэффициенты конвективного теплообмена на внутренней и внешней поверхностях ограждения, V_a – объем внутренних аккумуляторов; ρ , ρ_a – плотности; c , c_a – теплоемкости воздуха и внутренних аккумуляторов.

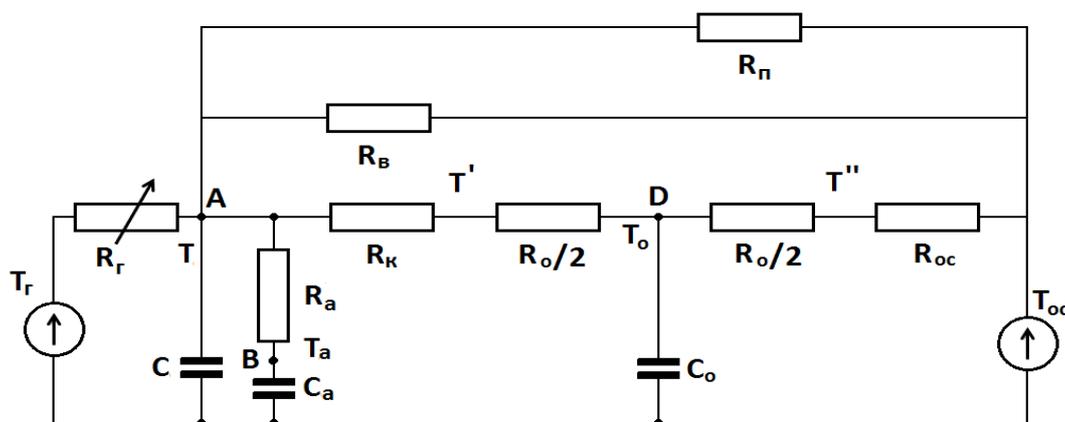


Рисунок 4 – Электрическая аналогия системы теплоснабжения

Систему уравнений (8–10) преобразуем к более удобной форме, введя относительные сопротивления $r_j = R_j/R_o$ и относительные проводимости $g_j = r_j^{-1}$. Тогда дифференциальные уравнения динамики процесса теплоснабжения примут вид

$$\tau_o \frac{dT_o}{dt} = g_k^* T - (g_k^* + g_{oc}^*) T_o + g_{oc}^* T_{oc}, \quad (11)$$

$$\tau_a \frac{dT_a}{dt} = g_a T - g_a T_a, \quad (12)$$

$$\tau \frac{dT}{dt} = g_r T_r - g T + g_k^* T_o + g_a T_a + g_{en} T_{oc}, \quad (13)$$

где $g_k^* = \left(r_k + \frac{1}{2}\right)^{-1}$, $g_{oc}^* = \left(r_{oc} + \frac{1}{2}\right)^{-1}$, $\bar{g} = g_k^* + g_a + g_{en} + g_r$, а постоянные времени τ_o , τ_a , τ вычисляются в соответствии со следующими формулами:

$$\tau_o = \frac{H^2 \rho_o c_o}{\lambda}, \quad \tau_a = \frac{V_a H \rho_a c_a}{F \lambda}, \quad \tau = \frac{V H \rho c}{F \lambda}.$$

Для проведения дальнейшего анализа динамических показателей процесса теплоснабжения проведем оценку величин τ_o , τ_a , τ . Соотношения между τ_o , τ_a , τ для различных конфигураций зданий определяются геометрическими параметрами: V , F , H , коэффициентом заполнения здания $\xi = V_a/V$, а также

средней плотностью и теплоемкостью материалов ограждения и заполнения. Приближенные оценки показывают, что типичные отношения постоянных времени $\mu = \tau_a / \tau_o$ и $\varepsilon = \tau / \tau_o$ принимают значения $\mu \in [10, 100]$, $\varepsilon \in [100, 1000]$. Такой разброс постоянных времени аккумуляции теплоты позволяет во всех случаях заменить дифференциальные уравнения (12), (13) статическими приравняв правую часть нулю [9].

Таким образом, для малых коэффициентов заполнения ξ динамику процесса теплоснабжения здания можно с достаточной степенью точности описать дифференциальным уравнением

$$\frac{dT_o}{d\vartheta} = \frac{g_k^*}{g^*} g_\Gamma T_\Gamma - \left(g_k^* + g_{oc}^* - \frac{g_k^*}{g^*} g_k^* \right) T_o + \left(\frac{g_k^*}{g^*} g_{en}^* + g_{oc}^* \right) T_{oc}, \quad (14)$$

где $g^* = g_k^* + g_\Gamma + g_{en}^*$, а безразмерное время ϑ связано с реальным временем t соотношением $t = \beta \tau_o \vartheta$ ($\beta \approx 0,5$ – поправочный коэффициент, учитывающий распределенность процесса теплопередачи через ограждение [8]). Температура воздуха определяется как линейная комбинация T_Γ , T_o , T_{oc} :

$$T = \frac{1}{g^*} (g_\Gamma T_\Gamma + g_k^* T_o + g_{en}^* T_{oc}). \quad (15)$$

Упрощенная математическая модель процесса теплоснабжения (14), (15) позволяет достаточно просто оценить зависимость динамических показателей при различных сочетаниях конструктивных параметров здания, параметров системы отопления и внешних климатических воздействий.

Кроме того, математическая модель (14), (15) позволяет в первом приближении оценить перспективы применения различных алгоритмов автоматического управления процессом теплоснабжения. В случае количественного управления расходом теплоносителя при фиксированной температуре T_Γ управлением является изменение безразмерного расхода теплоносителя g отопительного прибора и, соответственно, безразмерного управляющего параметра $\varphi(g)$ (5), входящего в выражения для g_Γ и g^* тепловых проводимостей в математической модели (14, 15). Предполагая исполнительное устройство управления расходом теплоносителя безынерционным и неупругим, примем следующий закон управления

$$\dot{g} = k (T^* - T), \quad (16)$$

где T^* – значение температуры воздуха в помещении, k – коэффициент усиления регулятора.

Дифференциальные уравнения (14) и (16), совместно с (15) и (5) представляют собой одну из возможных математических моделей управляемого процесса теплоснабжения, позволяющую достаточно просто оценить влияние основных факторов на показатели комфортности и экономичности процесса теплоснабжения.

Численные эксперименты и обсуждение результатов. Численные эксперименты состояли в интегрировании системы дифференциальных уравнений (14), (16) с учетом статических связей (5), (15). Величина $T^* = 18$ °С, температура окружающей среды $T_{oc} = 0$ °С. Ограждение предполагалось кирпичным толщиной $H = 0,75$ м с коэффициентом теплопроводности $\lambda = 0,7$ Вт/м °С и средним коэффициентом конвективного теплообмена $\alpha = 10$ Вт/м² °С. Поверхность отопительного прибора принималась 0,01 поверхности ограждения, а температура теплоносителя $T_\Gamma = 80$ °С.

На рис. 5 приведены переходные процессы изменения температуры воздуха T , ограждения T_o и безразмерного расхода теплоносителя g для нерегулируемого процесса и для случая интегрирующего регулятора расхода теплоносителя (16). Как видно из приведенных графиков, автоматическое управление расходом теплоносителя позволяет существенно повысить уровень комфортности, сократив время переходного процесса по температуре воздуха примерно в 15–20 раз. Естественным образом достижение этого результата требует дополнительной мощности отопительных приборов и соответствующих расходов теплоты на начальном временном интервале $0 \leq \vartheta \leq 1$ переходного процесса.

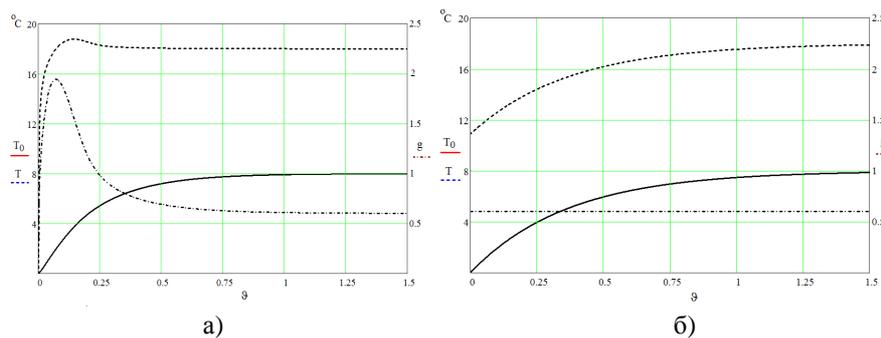


Рисунок 5 – Переходные процессы в системе теплоснабжения здания:
а) без регулятора; б) с интегрирующим регулятором

Литература

1. Маляренко В.А. Анализ критерия энергоэффективности зданий и сооружений / В.А. Маляренко, Н.А. Орлова // Интегровані технології та енергозбереження, 2004. - №2. – С. 43–48.
2. Вороновский Г.К. Усовершенствование практики оперативного управления крупными теплофикационными системами в новых экономических условиях / Г.К. Вороновский. – Х: Харьков, 2002. – 240 с.
3. Дуэль М.А. Автоматизированные системы управления энергоблоками с использованием средств вычислительной техники / М.А. Дуэль. - М.: Энергоиздат, 1983. – 208 с.
4. Табунщиков Ю.А. Математическое моделирование и оптимизация тепловой эффективности зданий / Ю.А. Табунщиков, М.М. Бродач. – М.: АВОК-ПРЕСС, 2002. – 194 с.
5. Маляренко В.А. Основы теплофизики будівель та енергозбереження / В.А. Маляренко. – Х.: «Видавництво САГА», 2006. – 484 с.
6. Сигорский В.П. Математический аппарат инженера / В.П. Сигорский – Киев: Техніка. 1975. – 768 с.
7. Шорин С.Н. Теплопередача / С.Н. Шорин. - М.: Стройиздат, 1952. – 339 с.
8. Куценко А.С. Математическая модель теплового режима здания как объекта управления / А.С. Куценко, С.В. Коваленко Математические методы в технике и технологиях – ММТТ-25 [текст]: сб. трудов XXV Междунар. науч. конф.: в 10т. Т.4 Секции 6, 7,13 / под общ. ред. А.А. Большакова. – Волгоград: Волгогр. Гос. техн. ун-т 2012; Харьков: Национ. техн. ун-т «ХПИ», 2012. – С. 190–191.
9. Картвелишвили Н.А. Идеализация сложных динамических систем / Н.А. Картвелишвили, Ю.И. Галактионов. – М.: «Наука», 1976. – 272 с.

Bibliography (transliterated)

1. Maljarenko V.A. Analiz kriterija jenergojeffektivnosti zdanij i sooruzhenij V.A. Maljarenko, N.A. Orlova Integrovani tehnologii ta energozberezhennja, 2004. #2. – p. 43–48.
2. Voronovskij G.K. Usovershenstvovanie praktiki operativnogo upravlenija krupnymi teplofikacionnymi sistemami v novyh jekonomicheskijh uslovijah G.K. Voronovskij. – H: Har'kov, 2002. – 240 p.
3. Dujel' M.A. Avtomatizirovannye sistemy upravlenija jenergoblokami s ispol'zovaniem sredstv vychislitel'noj tehniky M.A.Dujel'. M.: Jenergoizdat, 1983. – 208 p.
4. Tabunshhikov Ju.A. Matematicheskoe modelirovanie i optimizacija teplovoj jeffektivnosti zdanij Ju.A. Tabunshhikov, M.M. Brodach. – M.: AVOK-PRESS, 2002. – 194 p.
5. Maljarenko V.A. Osnovi teplofiziki budivel' ta energozberezhennja V.A. Maljarenko. – H.: «Vi-davnictvo SAGA», 2006. – 484 p.
6. Sigorskij V.P. Matematicheskij apparat inzhenera V.P. Sigorskij – Kiev: Tehnika. 1975. – 768 p.
7. Shorin S.N. Teploperedacha S.N. Shorin. M.: Strojizdat, 1952. – 339 p.
8. Kucenko A.S. Matematicheskaja model' teplovogo rezhima zdanija kak ob"ekta upravlenija A.S. Kucenko, S.V. Kovalenko Matematicheskie metody v tehnikе i tehnologijah – ММТТ-25 [tekst]: sb. trudov XXV Mezhdunar. nauch. konf.: v 10t. T.4 Sekcii 6, 7,13 pod obshh. red. A.A. Bol'shakova. – Volgograd: Volgogr. Gos. tehn. un-t 2012; Har'kov: Nacion. tehn. un-t «HPI», 2012. – p. 190–191.
9. Kartvelishvili N.A. Idealizacija slozhnyh dinamicheskijh sistem N.A. Kartvelishvili, Ju.I. Ga-laktionov. – M.: «Наука», 1976. – 272 p.

УДК 697.1

Куценко О.С., Товажнянський В.І., Коваленко С.В.

**МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ УПРАВЛЯЄМОГО ПРОЦЕСУ
ТЕПЛОПОСТАЧАННЯ БУДІВЕЛЬ**

Запропоновано математичну модель процесу теплопостачання, яка дозволяє провести якісний аналіз впливу різноманітних технологічних та зовнішніх факторів на показники комфортності та енерговитрат. Крім того показано, що використання простішої системи автоматичного керування кількістю теплоносія дозволяє значно зменшити час перехідних процесів стабілізації температури внутрішнього повітря будівель на комфортному рівні при будь-яких змінах температур навколишнього середовища або теплоносія.

Kuzenko A.S., Tovagnyansky V.I., Kovalenko S.V.

**MATHEMATICAL MODELING OF THE CONTROLLED PROCESS HEAT SUPPLY
OF BUILDINGS**

A mathematical model of heat supply, which allows a qualitative analysis of the impact of various technological and external factors on the comfort and energy costs is proposed. In addition it is shown that the use of a simple system of automatic control of heat transfer agent can significantly reduce the transient stabilization of buildings indoor air temperature at a comfortable level for any ambient temperature changes or heat transfer agent.

Близнюк О.Н., Огурцов А.Н.

**ТЕРМОЛЮМИНЕСЦЕНТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ НЕИЗОТЕРМИЧЕСКИХ
КИНЕТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ВОЗБУЖДЕНИЯ МАТРИЧНО-ИЗОЛИРОВАННЫХ
ЦЕНТРОВ В КРИСТАЛЛАХ ИНЕРТНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ**

Постановка и актуальность задачи. Среди многочисленных технологий обработки материалов одной из наиболее гибких и адаптируемых является радиационная технология модификации кристаллической структуры облучением образцов пучками частиц с низкими энергиями [1]. Актуальность интеграции в современное производство этой технологии нуждается в разработке дистанционных неразрушающих непрерывных аналитических методов контроля соответствующих технологических процессов [2]. В то же время проблема определения кинетических параметров элементарных упругих и неупругих процессов, стимулированных облучением образца, непосредственно связанная с эволюцией разнообразных дефектов, образующихся в кристаллической решётке вследствие облучения, является одной из центральных проблем физической химии твёрдого тела [3]. Высокая реакционная способность интермедиатов, образующихся в радиационных процессах, во многих случаях не позволяет непосредственно исследовать их структуру и свойства в условиях стационарной эксплуатации промышленного оборудования традиционными дистанционными неразрушающими методами контроля [4]. Для преодоления этих ограничений в условиях стационарного эксперимента исследуются модельные системы с использованием методов матричной изоляции и низкотемпературной стабилизации активных центров, которые, с одной стороны, позволяют значительно увеличить время жизни таких центров и использовать для их изучения стандартные аналитические методы, а с другой стороны, управлять физико-химическими параметрами матрично-изолированных центров, изменяя характер взаимодействия этих центров с матричным окружением. В простейшем случае матрица используется в роли инертного разбавителя, обеспечивающего изоляцию исследуемых частиц при минимальном взаимодействии с ними в смысле сольватации, в идеале матрица должна вообще не возмущать их электронную структуру [5]. В наибольшей степени таким требованиям отвечает класс ван-дер-ваальсовых кристаллов, среди которых модельными являются атомарные кристаллы инертных элементов, технологическое использование которых в настоящее время только начинается, но спектроскопические характеристики радиационно-индуцируемых процессов в которых уже достаточно обстоятельно исследованы [6].

В предыдущих публикациях были описаны детальная схема установки для выращивания и исследования криокристаллов [7], кинетическая модель накопления дефектов в результате автолокализации экситонов [8] и определены диапазоны энергий электронов проводимости, при которых процесс переноса энергии к матрично-изолированным центрам происходит наиболее эффективно [9]. При этом интенсивность матрично-активированного переноса энергии к матрично-изолированным центрам электронами проводимости критическим образом зависит как от наличия и характера электронных ловушек, присутствующих в образце [10], так и от режима активации и инактивации этих ловушек [11]. Термоактивационная спектроскопия и, в частности, термолюминесценция, является одним из наиболее информативных методов изучения локализованных состояний в кристаллах [12]. В настоящей работе предлагается аналитический метод определения неизотермических кинетических параметров электронных ловушек и приводится применение этого метода для модельной системы – матрично-изолированные молекулы монооксида углерода в матрице ван-дер-ваальсовых атомарных криокристаллов аргона.

Результаты и обсуждение. В ходе облучения кристалла каким-либо видом ионизирующего излучения с энергиями, большими ширины запрещённой зоны $h\nu_0 > E_g = E_C - E_V$ (рис. 1), происходит образование электрон-дырочных пар (процесс 1) в зоне проводимости (E_C – энергетическое положение "дна" зоны проводимости) и валентной зоне (E_V – энергетическое положение "потолка" валентной зоны). Образовавшиеся электроны и дырки мигрируют по кристаллу и захватываются ловушками (локализуются) (процессы 2 и 3), что приводит к появлению в решётке стабильных заряженных центров, которые существуют в кристалле и после прекращения облучения.

В криокристаллах инертных элементов подвижность дырок на пять порядков ниже подвижности электронов [13], и поэтому основными подвижными носителями заряда являются электроны. Нагрев образца приводит к высвобождению электронов из ловушек (процесс 4) в зону проводимости. Температура, при которой происходит выход электронов из ловушек, зависит от энергии активации (глубины) ловушки E_a . В дальнейшем возможны три сценария. Во-первых, электрон может рекомбинировать с локализованными дырками, образуя возбуждённые состояния локальных центров (процесс б), или возбуждать

другие локальные центры (процесс 7), излучательный распад которых $h\nu_1, h\nu_2, h\nu_3$ формирует термостимулированную люминесценцию (ТСЛ) или просто термолюминесценцию (процесс 8 на рис. 1). Во вторых, если энергия электронов в зоне проводимости превышает работу выхода χ ($V_0 = E_g + \chi$ – энергетическое положение вакуумного уровня электрона), электроны могут покинуть кристалл через его поверхность, создавая термостимулированную экзоэлектронную эмиссию (ТСЭЭ) (процесс 9 на рис. 1). И, наконец, если приложить разность потенциалов между образцом и металлической подложкой, электроны, перемещаясь по кристаллу, могут достигнуть подложки, что может быть зарегистрировано как термостимулированный ток (ТСТ) (процесс 5). Эта упрощённая схема может быть значительно усложнена, если в ходе движения электрона по кристаллу происходит его перезахват на ловушках разного типа.

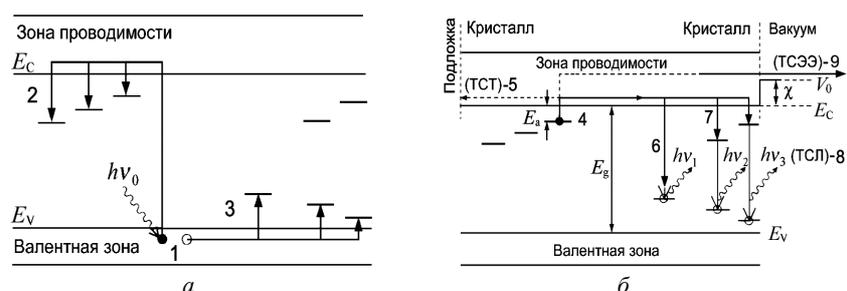


Рисунок 1 – Спектры термостимулированных процессов в диэлектриках:
 а – облучение; б – нагрев

Термолюминесцентный метод традиционно используется для исследования процессов фотодинамики процессов переноса энергии в чистых и примесных инертных кристаллах. В качестве примера на рис. 2 представлены интегральная и спектрально селективная кривые термолюминесценции кристаллического аргона, полученные после облучения образцов пучком электронов с энергиями 1000 эВ. При токе пучка 1 мА поглощённая образцом доза за 10^3 с облучения составляла 10 МГр или один вторичный электрон на 30 атомов образца [6,14].

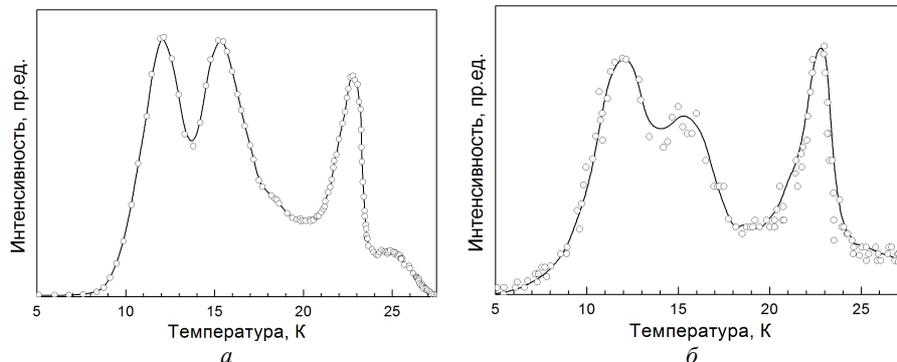


Рисунок 2 – Спектры термолюминесценции твёрдого аргона:
 а – интегральная кривая термовысвечивания; б – термолюминесценция в области М-полосы

Рассмотрим систему, в которой отсутствуют процессы 5 и 9, а процессы 6 и 7 происходит безбарьерно. В этом случае, подразумевая аррениусовский тип термоактивации ловушек, поведение электрона описывается следующей системой кинетических уравнений

$$\begin{aligned} \frac{dn}{dt} &= -n \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) + n_c \cdot (N - n) \cdot w_{\text{recap}}, \\ \frac{dn_c}{dt} &= n \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) - n_c \cdot (N - n) \cdot w_{\text{recomb}}, \\ I_{\text{TL}} &= -\frac{dn_h}{dt} = n_c \cdot n_h \cdot w_{\text{recomb}}, \end{aligned} \quad (1)$$

где n – концентрация электронов (м^{-3}), захваченных на ловушках данного типа; n_c – концентрация электронов в зоне проводимости (м^{-3}); n_h – концентрация дырок, локализованных на люминесцирующих центрах (м^{-3}); N – концентрация электронных ловушек (м^{-3}); s – предэкспоненциальный множитель; w_{recap} и w_{recomb} – скорости перезахвата электрона ловушками других типов и рекомбинации электронов и дырок на излучающем центре, соответственно, ($\text{м}^3/\text{с}$); I_{TL} – величина, пропорциональная количеству квантов света, излучённых в процессе 8 на рис. 1 ($\text{м}^{-3}/\text{с}$).

С учётом условия, что термолюминесценция происходит в квазистационарных условиях $\left| \frac{dn_c}{dt} \right| \ll \left| \frac{dn}{dt} \right|, \left| \frac{dn_h}{dt} \right|$ и $n_c \ll n, n_h$ (откуда следует $\frac{dn}{dt} \approx \frac{dn_h}{dt}$), и нейтральности образца $n_c + n = n_h$ соотношения (1) приводятся к виду

$$I_{\text{TL}} = -\frac{dn}{dt} = n \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \cdot \left(1 + \frac{(N-n) \cdot w_{\text{recap}}}{n \cdot w_{\text{recomb}}}\right)^{-1}. \quad (2)$$

Если $w_{\text{recap}} = w_{\text{recomb}}$ – вероятности перезахвата и рекомбинации одинаковы, то мы получаем кинетический процесс второго порядка (модель Garlick-Gibson [15])

$$I_{\text{TL}} = -\frac{dn}{dt} = \frac{n^2}{N} \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right). \quad (3)$$

Если же не принимать во внимание перезахват электронов ($w_{\text{recap}} = 0$), то мы получим кинетику первого порядка (модель Randall-Wilkins [16])

$$I_{\text{TL}} = -\frac{dn}{dt} = n \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right). \quad (4)$$

В общем случае показатель степени при n , который определяет порядок кинетического уравнения, лежит в диапазоне $1 < i < 2$ [17]

$$I_{\text{TL}} = -\frac{dn}{dt} = n^i \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right). \quad (5)$$

Нецелый порядок кинетики может реализоваться в случае, когда электрон и дырка, образовавшиеся вследствие ионизации атома облучением, не выходят за радиус Онзагера и участвуют в парной рекомбинации [18]. С другой стороны, при наличии набора ловушек становится возможным перезахват носителей, высвободившихся в результате нагрева из мелких ловушек, более глубокими ловушками [19]. Кроме того, электроны могут вообще не выходить в зону проводимости, а рекомбинировать вследствие термостимулированного туннелирования или локализованных переходов [17], формируя так называемые "транспортные пики" [12], что и проявляется формально в виде не целого порядка.

Определим $\alpha = (n_0 - n) \cdot n_0^{-1} = 1 - (n/n_0)$ – степень высвобождения электронных ловушек; $\beta = \frac{dT}{dt}$ – скорость нагрева образца; $\gamma = \frac{d\alpha}{dT}$ – температурный коэффициент степени высвобождения ловушек. Тогда

где $I_{\text{TL}} = -\frac{dn}{dT} \frac{dT}{dt} = \frac{dn}{dT} \beta$ и уравнение (5) примет вид

$$n_0 \beta \gamma = n_0^i \cdot (1 - \alpha)^i \cdot s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right). \quad (6)$$

Если записать (6) для двух режимов нагрева, а затем разделить и прологарифмировать обе части, то из

$$\ln \frac{\beta_2 \gamma_2}{\beta_1 \gamma_1} = \frac{E_a}{R} \left(\frac{T_2 - T_1}{T_1 T_2} \right) + i \cdot \ln \frac{1 - \alpha_2}{1 - \alpha_1}. \quad (7)$$

при одной температуре $T_1 = T_2$ для выбранных режимов нагрева определяем порядок

$$i = \ln \frac{\beta_2 \gamma_2}{\beta_1 \gamma_1} \left(\ln \frac{1 - \alpha_2}{1 - \alpha_1} \right)^{-1}. \quad (8)$$

Для определения энергии активации использует два значения $\gamma_1 = \gamma_1(T)$ и $\gamma_2 = \gamma_2(T)$ при таких температурах T_1 и T_2 , для которых при двух режимах отогрева степень высвобождения электронных ловушек одинакова $\alpha_1(T_1) = \alpha_2(T_2)$. Тогда

$$E_a = R \frac{T_1 T_2}{T_2 - T_1} \ln \frac{\beta_2 \gamma_2}{\beta_1 \gamma_1}. \quad (9)$$

При этом, чтобы определить величину энергии активации не нужно знать порядок реакции. Для кристаллов аргона экспериментально установлено, что термоактивация электронных ловушек описывается кинетикой первого порядка [14]. В этом случае достаточно использовать один режим нагрева ($\beta_1 = \beta_2$) и для двух температур получить

$$E_a = R \frac{T_1 T_2}{T_2 - T_1} \left(\ln \frac{\gamma_2}{\gamma_1} - \ln \frac{1 - \alpha_2}{1 - \alpha_1} \right), \quad (10)$$

а затем по формуле (6) определить предэкспоненциальный множитель s .

Предложенный аналитический метод был использован для определения неизотермических кинетических параметров возбуждения матрично-изолированных молекул СО в кристаллах аргона по экспериментально измеренным спектрам термолюминесценции [20] и моделирования спектра термолюминесценции системы СО/Аг с использованием полученных кинетических параметров: энергий активации и предэкспоненциальных множителей. На рис. 3 представлены экспериментальный и модельный спектры полос Камерона молекул СО, матрично-изолированных в кристаллах Аг.

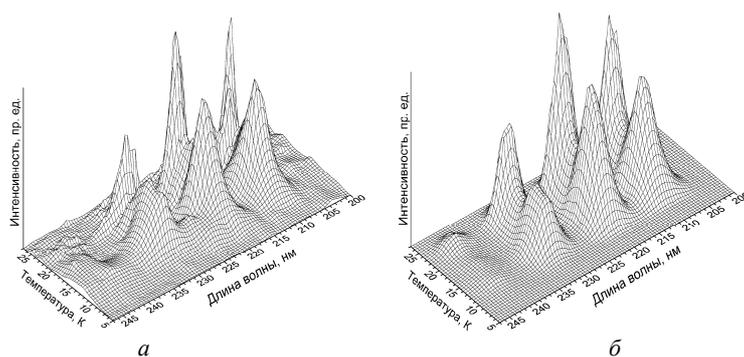


Рисунок 3 – Спектры термолюминесценции полос СО, матрично-изолированных в твёрдом аргене:
а – экспериментальный спектр; б – модельный спектр

Модельный спектр рис. 3(б) получен для 7 электронных ловушек с параметрами $E_{a1} = 1167$ кДж/моль; $E_{a2} = 1379$ кДж/моль; $E_{a3} = 1620$ кДж/моль; $E_{a4} = 1852$ кДж/моль; $E_{a5} = 2942$ кДж/моль; $E_{a6} = 5895$ кДж/моль; $E_{a7} = 3579$ кДж/моль; $s_1 = 7,2 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$; $s_2 = 5,5 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$; $s_3 = 4,1 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$; $s_4 = 4,0 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$; $s_5 = 1,3 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$; $s_6 = 1,2 \cdot 10^{12} \text{ c}^{-1}$; $s_7 = 1,0 \cdot 10^6 \text{ c}^{-1}$. Полученные предложенным методом неизотермические кинетические параметры хорошо коррелируют с кинетическими параметрами ловушек, полученных численным моделированием спектров термолюминесценции с использованием метода Рунге-Кутты четвертой степени [20].

Выводы. В отличие от традиционных технологий химической или механической обработки, в которых зачастую используются как высокая температура и давление для синтеза или модификации материалов, так и катализаторы для ускорения реакций, облучение является уникальным технологическим фактором, который может инициировать химическое преобразование при любой температуре и давлении, в любой фазе, и без использования катализаторов. Использование термоактивационных методик является одним из необходимых компонентов при разработке методик дистанционного непрерывного аналитического контроля состояния образцов в радиационной технологии модификации структуры кристаллов облучением. Использование термолюминесцентного метода определения неизотермических кинетических параметров возбуждения матрично-изолированных центров в кристаллах инертных элементов позволило на примере системы CO/Ag адекватно описать экспериментальные данные, провести анализ спектров термолюминесценции и получить значения параметров электронных ловушек, которые хорошо согласуются с параметрами ловушек аналогичных образцов, полученных численными методами. Новый метод позволяет проводить качественный и количественный анализ и сертификацию образцов, что является необходимым условием для сравнения данных экспериментов с разными образцами, и может быть использован при разработке дистанционного непрерывного аналитического метода контроля состояния кристаллов под облучением.

Литература

1. Itoh N. *Materials Modification by Electronic Excitation* / N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : Cambridge University Press, 2000. – 536 p.
2. *Emerging Applications of Radiation in Nanotechnology* / International Atomic Energy Agency. – Vienna : IAEA, 2005. – 249 p.
3. *Radiation Effects in Solids* / Ed. by K. E. Sickafus, E.A. Kotomin, B.P. Uberuaga. – Dordrecht : Springer, 2007. – 592 p.
4. Holmes-Siedle A. *Handbook of Radiation Effects* / A. Holmes-Siedle, L. Adams. – Oxford : Oxford University Press, 2002. – 642 p.
5. *Physics and Chemistry at Low Temperatures* / Ed. by L. Khriachtchev. – Pan Stanford Publishing Pte. Ltd. : Singapore, 2011. – 536 p.
6. Огурцов А.Н. Модификация кристаллов электронными возбуждениями: монография / А.Н. Огурцов. – Харьков : НТУ "ХПИ", 2009. – 368 с.
7. Огурцов А.Н. Экспериментальные аналитические методы исследования подпороговых радиационно-индуцированных процессов в кристаллах / А.Н. Огурцов // Вестник НТУ "ХПИ". – 2006. – № 11. – С. 39–48.
8. Огурцов О.М. Кинетичний аналіз накопичення дефектів в радіаційній технології модифікації структури кристалів опроміненням / О.М. Огурцов, О.М. Близнюк, Н.Ю. Масалітіна // Вісник НТУ "ХПИ". – 2010. – № 11. – С. 94–97.
9. Огурцов А.Н. Моделирование матрично-активированного переноса энергии к примесным центрам в технологии модификации материалов электронными возбуждениями / А.Н. Огурцов, О.Н. Близнюк, Н.Ю. Масалитина // ITE. – 2013. – №1.
10. Ogurtsov A.N. Branched Relaxation of Electronic Excitations in Rare-gas Crystals with Traps of Different Types / A.N. Ogurtsov, A.M. Ratner, E.V. Savchenko, V. Kisand, S. Vielhauer // *Journal of Physics: Condensed Matter*. – 2000. – V. 12, № 12. – P. 2769–2781.
11. Огурцов А.Н. Определение термодинамических параметров процесса термической инактивации дефектов в радиационной технологии модификации кристаллов облучением / А.Н. Огурцов, О.Н. Близнюк, Н.Ю. Масалитина // Вопросы химии и химической технологии. – 2011. – № 2. – С. 144–146.
12. McKeever S.W.S. *Thermoluminescence of Solids* / S.W.S. McKeever. – Cambridge : Cambridge University Press, 1988. – 376 p.
13. Song K.S. *Self-trapped Excitons* / K.S. Song, R.T. Williams. – Berlin : Springer-Verlag, 1996. – 404 p.
14. Огурцов А.Н. Термолюминесценция твёрдого аргона: Кинетический анализ кривой термовысвечивания / А.Н. Огурцов, Е.В. Савченко, О.Н. Григоращенко, С.А. Губин, И.Я. Фуголь // ФНТ. – 1996. – Т. 22, № 10. – С. 1205–1209.

15. Garlick G.F.J. The Electron Trap Mechanism of Luminescence in Sulphide and Silicate Phosphors / G.F.J. Garlick, A.F. Gibson // Proc. Phys. Soc. London, Sect. A. – 1948. – V. 60. – P. 574–590.
16. Randall J.T. Phosphorescence and Electron Traps. I. The Study of Trap Distributions / J.T. Randall, M.H.F. Wilkins // Proc. Roy. Soc. London, Sect. A. – 1945. – V. 184. – P. 366–389.
17. Kirsh Y. Kinetic Analysis of Thermoluminescence / Y. Kirsh // Phys. Stat. Sol. (a). – 1992. – V. 129, № 1. – P. 15–48.
18. Hagekyriakou J. Thermoluminescence with Pseudo First-Order Kinetics / J. Hagekyriakou, R.J. Fleming // J. Phys. D: Appl. Phys. – 1982. – V. 15, № 9. – P. 1795–1802.
19. Levy W. Recent Developments in Thermoluminescence Kinetics / W. Levy // Nucl. Tracks. – 1985. – V. 10, № 1-2. – P. 21–32.
20. Thermoluminescence from CO-doped Solid Ar / J. Becker, O. N. Grigorashchenko, A. N. Ogurtsov et al. // J. Phys. D: Appl. Phys. – 1998. – V. 31, № 6. – P. 749–753.

Bibliography (transliterated)

1. Itoh N. Materials Modification by Electronic Excitation N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : Cambridge University Press, 2000. – 536 p.
2. Emerging Applications of Radiation in Nanotechnology International Atomic Energy Agency. – Vienna : IAEA, 2005. – 249 p.
3. Radiation Effects in Solids Ed. by K. E. Sickafus, E.A. Kotomin, B.P. Uberuaga. – Dordrecht : Springer, 2007. – 592 p.
4. Holmes-Siedle A. Handbook of Radiation Effects A. Holmes-Siedle, L. Adams. – Oxford : Oxford University Press, 2002. – 642 p.
5. Physics and Chemistry at Low Temperatures Ed. by L. Khriachtchev. – Pan Stanford Publishing Pte. Ltd. : Singapore, 2011. – 536 p.
6. Ogurcov A.N. Modifikacija krikristallov jelektronnymi vozbuždenijami: monografija A.N. Ogurcov. – Har'kov : NTU "HPI", 2009. – 368 p.
7. Ogurcov A.N. Jeksperimental'nye analiticheskie metody issledovanija podporogovyh radiacion-no-inducirovannyh processov v krikristallah A.N. Ogurcov Vestnik NTU "HPI". – 2006. – # 11. – S. 39–48.
8. Ogurcov O.M. Kinetichnij analiz nakopichennja defektiv v radiacijnij tehnologii modifikacii struk-turi kristaliv oprominennjam O.M. Ogurcov, O.M. Bliznjuk, N.Ju. Masalitina Visnik NTU "HPI". – 2010. – # 11. – p. 94–97.
9. Ogurcov A.N. Modelirovanie matrichno-aktivirovannogo perenosa jenergii k primesnym centram v tehnologii modifikacii materialov jelektronnymi vozbuždenijami A.N. Ogurcov, O.N. Bliznjuk, N.Ju. Masalitina ITE. – 2013. – #1.
10. Ogurtsov A.N. Branched Relaxation of Electronic Excitations in Rare-gas Crystals with Traps of Different Types A.N. Ogurtsov, A.M. Ratner, E.V. Savchenko, V. Kisand, S. Vielhauer Journal of Physics: Condensed Matter. – 2000. – V. 12, # 12. – P. 2769–2781.
11. Ogurcov A.N. Opredelenie termodinamicheskikh parametrov processa termicheskoj inaktivacii defektov v radiacionnoj tehnologii modifikacii kristallov oblucheniem A.N. Ogurcov, O.N. Bliz-njuk, N.Ju. Masalitina Voprosy himii i himicheskoj tehnologii. – 2011. – # 2. – p. 144–146.
12. McKeever S.W.S. Thermoluminescence of Solids S.W.S. McKeever. – Cambridge : Cambridge University Press, 1988. – 376 p.
13. Song K.S. Self-trapped Excitons K.S. Song, R.T. Williams. – Berlin : Springer-Verlag, 1996. – 404 p.
14. Ogurcov A.N. Termoljuminescencija tvjordogo argona: Kineticheskij analiz krivoj termovysve-chivaniija A.N. Ogurcov, E.V. Savchenko, O.N. Grigorashhenko, S.A. Gubin, I.Ja. Fugol' FNT. – 1996. – T. 22, # 10. – p. 1205–1209.
15. Garlick G.F.J. The Electron Trap Mechanism of Luminescence in Sulphide and Silicate Phosphors G.F.J. Garlick, A.F. Gibson Proc. Phys. Soc. London, Sect. A. – 1948. – V. 60. – P. 574–590.
16. Randall J.T. Phosphorescence and Electron Traps. I. The Study of Trap Distributions J.T. Randall, M.H.F. Wilkins Proc. Roy. Soc. London, Sect. A. – 1945. – V. 184. – P. 366–389.
17. Kirsh Y. Kinetic Analysis of Thermoluminescence Y. Kirsh Phys. Stat. Sol. (a). – 1992. – V. 129, # 1. – P. 15–48.

18. Hagekyriakou J. Thermoluminescence with Pseudo First-Order Kinetics J. Hage-kyriakou, R.J. Fleming J. Phys. D: Appl. Phys. – 1982. – V. 15, # 9. – P. 1795–1802.

19. Levy W. Recent Developments in Thermoluminescence Kinetics W. Levy Nucl. Tracks. – 1985. – V. 10, # 1-2. – P. 21–32.

20. Thermoluminescence from CO-doped Solid Ar J. Becker, O. N. Grigorashchenko, A. N. Ogurtsov et al. J. Phys. D: Appl. Phys. – 1998. – V. 31, # 6. – P. 749–753.

УДК 544.42; 538.935

Близнюк О.М., Огурцов О.М.

**ТЕРМОЛЮМІНЕСЦЕНТНЕ ВИЗНАЧЕННЯ НЕІЗОТЕРМІЧНИХ КІНЕТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ
ЗБУДЖЕННЯ МАТРИЧНО-ІЗОЛЬОВАНИХ ЦЕНТРІВ В КРІОКРИСТАЛАХ ІНЕРТНИХ
ЕЛЕМЕНТІВ**

Для матрично-ізольованих молекул в атомарних криокристалах досліджено вплив термоактивації електронних пасток на процес матрично-активованого транспорту енергії к домішковим центрам. На основі аналізу спектрів термолюмінесценції запропоновано аналітичний метод визначення кінетичних параметрів процесу термоактивації електронних пасток.

Bliznjuk O.N., Ogurtsov A.N.

**THERMOLUMINESCENT DETERMINATION OF NONISOTHERMIC KINETIC PARAMETERS OF
MATRIX-ISOLATED CENTERS EXCITATIONS IN RARE-GAS SOLIDS**

The influence of electron traps thermoactivation on matrix-assisted energy transport to impurity centers was studied for matrix-isolated molecules in rare-gas solids. Basing on thermoluminescent spectra analysis the analytic method of determination of kinetic parameters of electron traps thermoactivation was proposed.

Башинський К.В.

**БОЙОВІ МОЖЛИВОСТІ АВІАЦІЙНИХ КОМПЛЕКСІВ
ПРИ ВИРІШЕННІ ЗАДАЧ ПОВІТРЯНОЇ РОЗВІДКИ**

Державний науково-випробувальний центр Збройних Сил України, Феодосія

Аналіз останніх матеріалів

Велика швидкість, дальність і висота польоту є найнеобхіднішими бойовими властивостями багатофункціонального винищувача який виконує завдання повітряної розвідки (далі БВ-розвідник). Він має значно більшу дальність і тривалість польоту (через відсутність ударної зброї) і збільшений запас пального (за рахунок додаткових паливних баків). Велика швидкість дозволяє скоротити час доставки здобутої розвідувальної інформації, яка в умовах бойових дій швидкоплинна.

Висока живучість, маневреність і оборонне озброєння дозволяють БВ-розвіднику виконати бойове завдання в складній повітряній обстановці, що характеризується протидією великої кількості авіаційних комплексів в повітрі, радіоелектронною протидією і засобів ППО.

Метою статі є визначення основних показників ефективності БВ-розвідника для формування головного показника – потенціальної ефективності БАК, що допоможе розробити методика вибору перспективного срезка БАК для Повітряних Сил.

Основний матеріал

БВ-розвідник повинен бути оснащений різноманітним спеціальним обладнанням, зокрема: змінними контейнерами з обладнанням лазерної, радіотехнічної і радіаційної розвідки; фотографічною, телевізійною і інфрачервоною апаратурою; сучасним навігаційним обладнанням, що забезпечує високу точність польоту по заданому (запрограмованому) маршруту, виведення БВ-розвідника на ділянку розвідки і координатну прив'язку виявлених об'єктів.

Тому функціональний критерій $W_{роз.}$ має бути наступним:

$$W_{роз.} = f(P_{нав.}, P_{ПОО}, P_{інф.}, P_{акт.}, P_{ППО}), \quad (1)$$

де $P_{нав.}$ – імовірність виходу БВ-розвідника на об'єкт розвідки з необхідною точністю; $P_{ПОО}$ – імовірність попадання одиночного об'єкту (ПОО) розвідки в область огляду апаратури цільового навантаження БВ-розвідника; $P_{інф.}$ – імовірність передачі БВ-розвідником в умовах РЕП повної кількості розвідувальної інформації на наземний пункт управління в неспотвореному вигляді; $P_{акт.}$ – актуальність розвідувальної інформації, як імовірність того, що час проходження інформації не перевищить час розгортання бойових позицій противника, що підлягають повітряній розвідці; $P_{ППО}$ – імовірність подолання БВ-розвідником сил ППО об'єкта розвідки.

Величина $P_{нав.}$ визначається по формулі:

$$P_{нав.} = 1 - \exp(-r_{необ.}/\sigma_r)^2, \quad (2)$$

де $r_{необ.}$ – необхідна точність (задається довільною, але однаковою для усіх порівнюємих БВ, наприклад 1000 м, як візуальна (оптико-електронна) дальність розпізнання НЦ), м; σ_r – середньоквадратична радіальна похибка (задається довільною, але однаковою для усіх порівнюємих БВ, наприклад 500 м, виходячи із середньої точності бортової автономної навігації, а не супутникової, яка в умовах бойових дій і РЕП може бути неефективною), м.

Величина $P_{\text{поо}}$ визначається як своєрідна характеристика ефективності бортового розвідувального обладнання БВ-розвідника, не залежна від зовнішніх умов. На рис. 1 приведені результати розрахунку величини $P_{\text{поп}}$ при пошуку цілі на радіусі в 500 км залежно від швидкості руху цілі і конструктивних особливостей цільового навантаження БВ-розвідника, таких як смуга захоплення розвідувальною апаратурою цілей на місцевості, та висоти (H) польоту БВ-розвідника [10].

З приведених результатів видно, що малошвидкісні БВ-розвідники є малоефективним засобом розвідки навіть при роботі по одиночній крупній площинній цілі (наприклад, ударна сухопутна група противника і т.п.), якщо заздалегідь місцеположення її невідомо.

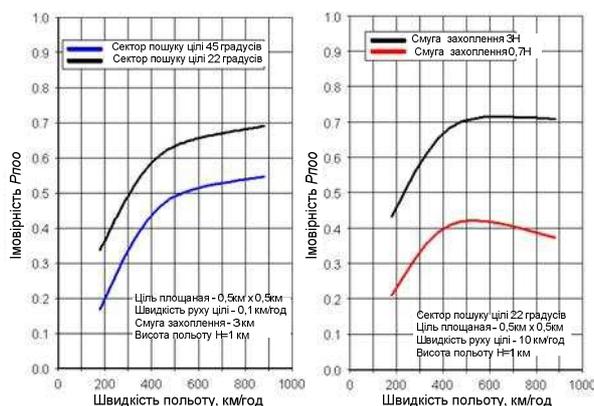


Рисунок 1 – Вплив експлуатаційних та конструктивних параметрів БВ-розвідника на імовірність попадання одиночного об'єкту ($P_{\text{поо}}$) в область огляду апаратури цільового навантаження БВ-розвідника

Величина $P_{\text{інф}}$ визначається як:

$$P_{\text{інф}} = H_{\text{інф}} \cdot P_{\text{прм}}, \quad (3)$$

де $H_{\text{інф}}$ – ентропія, як міра одержаної від БВ-розвідника інформації, що виражається тим, що імовірність попадання завадою в діапазон спектру пропускання приймачем сигналів від БВ-розвідника зростає [11,12]; $P_{\text{прм}}$ – імовірність правильного (достовірного) прийому пунктом управління сигналів від БВ-розвідника на фоні завади.

У свою чергу величина $H_{\text{інф}}$ визначається як

$$H_{\text{інф}} = - P_{\text{поп}} \cdot \ln P_{\text{поп}}, \quad (4)$$

де $P_{\text{поп}}$ – імовірність попадання завадою в діапазон спектру пропускання приймачем сигналів від БВ-розвідника.

$$P_{\text{поп}} = 2\Phi(\Delta f_{\text{п}}/\Delta f_{\text{с}}), \quad (5)$$

де $\Delta f_{\text{п}}$ – діапазон спектру завад, МГц; $\Delta f_{\text{с}}$ – діапазон спектру сигналів від БВ-розвідника, МГц.

Величина $P_{\text{прм}}$ визначається як

$$P_{\text{прм}} = 1 - P_{\text{спот.}}, \quad (6)$$

де $P_{\text{спот.}}$ – імовірність спотворення сигналів від БВ-розвідника завадою на вході приймача пункту управління.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

У свою чергу величина $P_{\text{спот.}}$ (табл. 1) визначається в залежності [13–15] від каналу (дискретного – цифрового або безперервного – аналогового) передачі сигналів, виду модуляції сигналів (амплітудної – АМ, частотної – ЧМ, фазової – ФМ), виду прийому (когерентного або некогерентного) сигналів і співвідношення (q) потужності сигналу (c) від передавача БВ-розвідника і потужності завади (n) на вході приймача ($q = c/n$) наземного пункту управління,

Таблиця 1 – Визначення величини $P_{\text{спот.}}$

Вид модуляції сигналів	Когерентний прийом	Некогерентний прийом
АМ	$P_{\text{спот.}} = 0,65 \exp [-0,44(0,707q + 0,75)^2]$	$P_{\text{спот.}} = 0,5 \exp (-0,25 q^2)$
ЧМ	$P_{\text{спот.}} = 0,65 \exp [-0,44(q + 0,75)^2]$	$P_{\text{спот.}} = 0,5 \exp (-0,5 q^2)$
ФМ	$P_{\text{спот.}} = 0,65 \exp [-0,44(1,41q + 0,75)^2]$	$P_{\text{спот.}} = 0,5 \exp (-q^2)$

Результати розрахунку величини $P_{\text{спот.}}$ у залежності від співвідношення $q = c/n$ при різному виді модуляції сигналів, що передаються, і когерентним/некогерентним прийомом сигналів, показані на рис. 2.

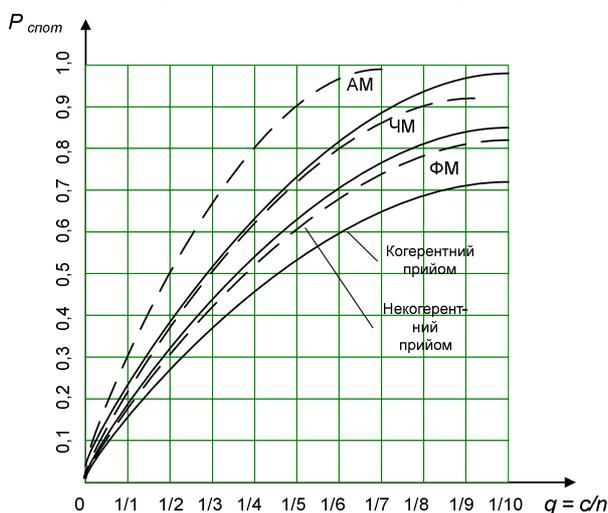


Рисунок 2 – Результати розрахунку ймовірності спотворення $P_{\text{спот.}}$ завадою сигналів розвідувальної інформації від БВ-розвідника

Результати показують, що при передачі дискретних сигналів навіть при співвідношенні $q = c/n = 1/1$ величина $P_{\text{спот.}}$ в кращому разі (тобто при АМ та когерентному прийому) вже складає 0,255, при співвідношенні $q = c/n = 1/2$ – зростає ще більш ($P_{\text{спот.}} = 0,381$), і т.д., аж до 0,999.

Відповідно ймовірність правильного (достовірного) прийому ($P_{\text{прм}}$) пунктом управління сигналів від БВ-розвідника на фоні завади буде зменшуватися від 0,745 аж до 0,001.

У разі передачі безперервних сигналів величина $P_{\text{спот.}}$ змінюється ще гірше (як при некогерентному прийомі), тобто від 0,390 (при співвідношенні $q = c/n = 1/1$) аж до 0,999 (при співвідношенні $q = c/n = 1/5$ і менш). Відповідно ймовірність правильного прийому ($P_{\text{прм}}$) пунктом управління сигналів від БВ-розвідника на фоні завади буде зменшуватися від 0,610 аж до 0,001.

Внаслідок безперервного зростання кількості засобів РЕП і випадкового характеру їх роботи рівень станційних завад змінюється хаотично, а характеристики навмисних завад, для ускладнення боротьби з ними, все частіше змінюються по випадковому закону.

Відома велика кількість джерел завад (станцій і генераторів), застосовуваних в бойових порядках сухопутних військ Росії, США і НАТО і інших країн [16–18].

Крім того, слід враховувати, що в промислово розвинутих країнах кількість радіоелектронних засобів подвоюється кожні п'ять років.

Необхідність передачі розвідувальної інформації на пункт управління не тільки в реальному масштабі часу, але і її доставки безпосередньо після повертання з польоту і посадки у місці зльоту, причому як можна швидше, щоб не втратити своєї актуальності за час від її отримання БВ-розвідником до її передачі на пункт управління.

При цьому актуальність розвідувальної інформації визначається імовірністю $P_{\text{акт.}}$ того, що час проходження інформації не перевищить час розгортання бойових позицій противника, що підлягають повітряній розвідці, а саме:

$$P_{\text{акт.}} = \exp(-T_{\text{пол.}} / T_{\text{розг.}}), \quad (7)$$

де $T_{\text{пол.}}$ – час польоту БВ-розвідника і передачі розвідувальної інформації на пункт управління (час знаходження БВ-розвідника в повітрі), год.; $T_{\text{розг.}}$ – час розгортання бойових позицій противника, що підлягають повітряній розвідці, год.

Усе це свідчить про необхідність підвищення швидкості польоту БВ-розвідника не тільки для виконання завдання повітряної розвідки і передачі розвідувальної інформації на пункт управління в неспотвореному вигляді та збереження її актуальності, але і для подолання БВ-розвідником дій ППО противника.

Висновок

Визначено основні показники ефективності для багатофункціонального винищувача що виконує завдання повітряної розвідки для формування головного показника – потенціальної ефективності бойового авіаційного комплексу, що допоможе розробити методику вибору перспективного зразка БАК для Повітряних Сил.

Література

1. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/f15ef.html>.
2. <http://www.imperiya.by/f16/club.html?id=8239>.
3. <http://www.paralay.com/f35.html>.
4. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/su35.html>.
5. <http://www.paralay.com/mig35.html>.
6. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/ef2000.html>.
7. <http://worldweapon.ru/sam/jas39.php>.
8. <http://airwar.ru/enc/fighter/rafal.html>.
9. <http://www.paralay.com/j17.html>.
10. Ростопчин В.В. Элементарные основы оценки эффективности применения беспилотных авиационных систем для воздушной разведки. М., ЦНИИ АРКС, 2009.
11. http://www.sinf.ru/catalog/si_video/video_distortion.htm – Теория информации.
12. <http://dee.karelia.ru/files/circuit/Ps8.htm> – Количественная оценка информации.
13. Бакеев Д.А. Оценка технической эффективности радиотехнических систем передачи информации и систем связи. КамчатГТУ.– 2006.
14. <http://compomaniac.ru/nbsp-aposteriornaya-ocenka-pomexoustojchivosti.html> – Искажение посылок при передаче дискретной информации.
15. <http://www.ict.edu.ru/ft/000004/HTML/3.htm#pg3.3> – Критерии верности передачи дискретных сообщений.
16. <http://www.rusarmy.com/forum/topic7040-20.html> – ВВС и РЭБ России против ПВО Грузии.
17. http://pentagonus.ru/publ/sredstva_rehb_sukhoputnykh_vojsk_ssha/80-1-0-1292 – Состояние и перспективы развития средств РЭБ армии США.
18. <http://www.whiteworld.ru/rubriki/000114/000/02012901.htm> – Глушение сигналов спутниковой навигационной системы GPS NAVSTAR.

Bibliography (transliterated)

1. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/f15ef.html>.
2. <http://www.imperiya.by/f16/club.html?id=8239>.
3. <http://www.paralay.com/f35.html>.
4. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/su35.html>.
5. <http://www.paralay.com/mig35.html>.
6. <http://www.airwar.ru/enc/fighter/ef2000.html>.
7. <http://worldweapon.ru/sam/jas39.php>.
8. <http://airwar.ru/enc/fighter/rafal.html>.
9. <http://www.paralay.com/j17.html>.
10. Rostopchin V.V. Jelementarnye osnovy ocenki jeffektivnosti primeneniya bespilotnyh aviacionnyh sistem dlja vozdushnoj razvedki. M., CNII ARKS, 2009.
11. http://www.sinf.ru/catalog/si_video/video_distortion.htm – Teorija informacii.
12. <http://dee.karelia.ru/files/circuit/Ps8.htm> – Kolichestvennaja ocenka informacii.
13. Bakeev D.A. Ocenka tehniceskij jeffektivnosti radiotehniceskijh sistem peredachi informacii i sistem svjazi. KamchatGTU.– 2006.
14. <http://compomaniac.ru/nbsp-aposteriornaya-ocenka-pomexoustojchivosti.html> – Iskazhenie posylok pri peredache diskretnoj informacii.
15. <http://www.ict.edu.ru/ft/000004/HTML/3.htm#pg3.3> – Kriterii vernosti peredachi diskretnykh soobshhenij.
16. <http://www.rusarmy.com/forum/topic7040-20.html> – VVS i RJeB Rossii protiv PVO Gruzii.
17. http://pentagonus.ru/publ/sredstva_rehb_sukhoputnykh_vojsk_ssha/80-1-0-1292 – Sostojanie i perspektivy razvitija sredstv RJeB armii SShA.
18. <http://www.whiteworld.ru/rubriki/000114/000/02012901.htm> – Glushenie signalov sputnikovoj navigacionnoj sistemy GPS NAVSTAR.

Огурцов А.Н., Близнюк О.Н., Масалитина Н.Ю.

МОДЕЛИРОВАНИЕ МАТРИЧНО-АКТИВИРОВАННОГО ПЕРЕНОСА ЭНЕРГИИ К ПРИМЕСНЫМ ЦЕНТРАМ В ТЕХНОЛОГИИ МОДИФИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ ЭЛЕКТРОННЫМИ ВОЗБУЖДЕНИЯМИ

Постановка и актуальность задачи. Проблема управления процессами переноса энергии к примесным центрам является ключевой в радиационных технологиях управляемой модификации свойств материалов [1]. Именно эффективность матрично-активированного переноса энергии определяет результативность как таких аналитических методик, как матрично-активированная лазерная десорбция/ионизация (MALDI, Matrix Assisted Laser Desorption/Ionization) [2], усиленная поверхностью лазерная десорбция/ионизация (SELDI, Surface-Enhanced Laser Desorption/Ionization) [3], матрично-активированная спектроскопия, лимитированная диффузией (MAD, Matrix-Assisted Diffusion-Ordered Spectroscopy (DOSY)) [4], так и таких современных селективных методик модификации биоматериалов, как лазерная антираковая фотодинамическая терапия (PDT, Photodynamic Therapy) с использованием наночастиц [5].

Особую роль матрично-активированный перенос энергии к реакционным центрам играет в методиках матричной изоляции [6], в частности, в спектроскопии матричной изоляции [7] и в физико-химических исследованиях матрично-изолированных молекул [8]. В качестве матриц в такого рода исследованиях преимущественно используют атомарные кристаллы инертных элементов [9], которые, как было показано недавно, являются активными участниками физико-химических реакций в матрично-изолированных объектах [10]. При этом наблюдаются процессы комплексообразования молекулы примеси с близлежащими атомами матрицы [11], что и определяет динамику релаксации матрично-изолированных центров [12]. Поскольку при любом способе возбуждения матрицы пучками частиц высоких энергий все высоковозбуждённые состояния конденсированной системы за время 10^{-13} – 10^{-10} с релаксируют с преимущественным образованием вторичных электронов, то особенности процессов матрично-активированного переноса энергии к матрично-изолированным центрам определяются именно динамикой релаксации вторичных электронов и возбуждаемых ими экситонов, которые и являются основными переносчиками энергии электронного возбуждения в матрице.

В настоящей работе моделирование процессов матрично-активированного переноса энергии к матрично-изолированным центрам проведено на простейших модельных системах двухатомных гомо- (N_2) и гетероатомных (CO) примесных молекул, матрично-изолированных в атомарных кристаллах криптона и аргона.

Эксперимент. Для изучения процессов переноса энергии электронного возбуждения мы использовали селективное возбуждение импульсным синхротронным излучением на светосильной установке SUPERLUMI, которая была смонтирована на канале I накопительного кольца DORIS-III Гамбургской синхротронной лаборатории HASYLAB Международного синхротронного центра DESY в Германии. Фотолюминесценция исследовалась при селективном фотовозбуждении первичным монохроматором со спектральным разрешением $\Delta\lambda = 0,25$ нм в вакуумном ультрафиолете в диапазоне энергий фотонов 5–40 эВ и регистрации люминесценции вторичным монохроматором со спектральным разрешением $\Delta\lambda = 0,2$ нм в диапазоне энергий фотонов 4–45 эВ. Экспериментальная установка и методы выращивания образцов подробно описаны в работе [13]. Концентрация примеси в образцах составляла 0,1 ат.%.

Результаты и обсуждение. Спектр фотолюминесценции кристаллов криптона, допированных N_2 , при возбуждении образца фотонами с энергиями $h\nu = 21,7$ эВ и $h\nu = 23,7$ эВ приведён на рис. 1(а).

В области энергий 4–7,5 эВ расположена система полос, формируемая главным образом переходами ($A^3\Sigma_u^+, v''$) \rightarrow ($X^1\Sigma_g^+, v'$) для $v'' = 1$ и 2 в молекуле N_2 , соответствующие полосам Вегарда-Каплана в свечении газобразного азота [10]. Широкая полоса с максимумом на 8,4 эВ является полосой *M* люминесценции автолокализованных квазимолекулярных экситонов кристаллического криптона [13]. Видно, что эффективность возбуждения примесной люминесценции по отношению к люминесценции автолокализованных экситонов фотонами с энергиями $h\nu = 21,7$ эВ вдвое выше, чем фотонами с энергиями $h\nu = 23,7$ эВ.

На рис. 1(б) приведён спектр возбуждения люминесценции полосы (0-3) Вегарда-Каплана 5,27 эВ, в котором можно выделить три части. В диапазоне от 5,5 эВ до начала экситонного поглощения матрицей криптона ($E_1^{Kr} = 10,14$ эВ – энергетическое положение дна нижней $\Gamma(3/2)$, $n=1$ экситонной зоны в твёрдом Kr [13]) происходит прямое возбуждение примесной молекулы азота возбуждающими фотонами. Поскольку концентрация примеси составляла 0,1 ат.%, то эффективность прямого возбуждения примеси фотонами была достаточно низкой.

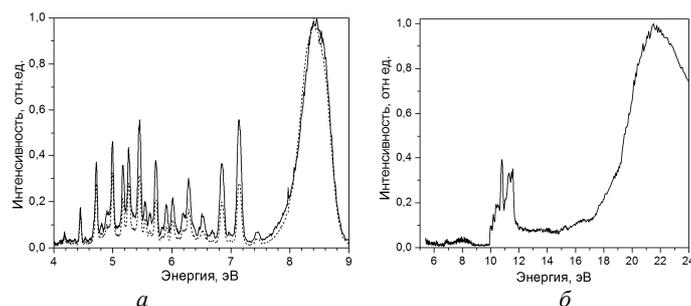


Рисунок 1 – Спектры кристалла криптона с примесью N_2 при $T = 7$ К: *a* – спектр фотолюминесценции, при возбуждении фотонами с энергией $h\nu = 21,7$ эВ (сплошная линия) и $h\nu = 23,7$ эВ (пунктир); *б* – спектр возбуждения полосы (0-3) Вегарда-Каплана 5,27 эВ

При повышении энергии фотонов выше E_1^{Kr} и до энергии запрещенной зоны $E_g^{Kr} = 10,61$ эВ [13] (в экситонной области спектра) происходит возбуждение свободных экситонов в матрице Kr, которые, распространяясь по кристаллу, переносят энергию возбуждения к примесным молекулам азота и возбуждают их. Это проявляется в спектре возбуждения на рис. 1(б) в виде полосы области $E_1^{Kr} - E_g^{Kr}$, структура которой определяется экситонным спектром поглощения твердого Kr.

При дальнейшем повышении энергии фотонов эффективность переноса энергии к примесным молекулам азота резко падает при E_g^{Kr} и начинает расти только выше энергии $E_2^{Kr} = 17,5$ эВ, когда в результате неупругого рассеяния фотоэлектронов возбуждается молекула примеси, а у фотоэлектрона остается еще достаточно энергии, чтобы возбудить вторую молекулу примеси. Такое увеличение эффективности возбуждения матрично-изолированных молекул N_2 наблюдается в спектре возбуждения люминесценции в виде широкой полосы с максимумом при 21,7 эВ. Очевидно, что именно в области энергий фотонов 20–24 эВ матрично-активированный перенос энергии к матрично-изолированным молекулам N_2 в матрице Kr происходит наиболее эффективно.

На рис. 2 приведены аналогичные спектры люминесценции и возбуждения люминесценции молекул CO в матрице Ar.

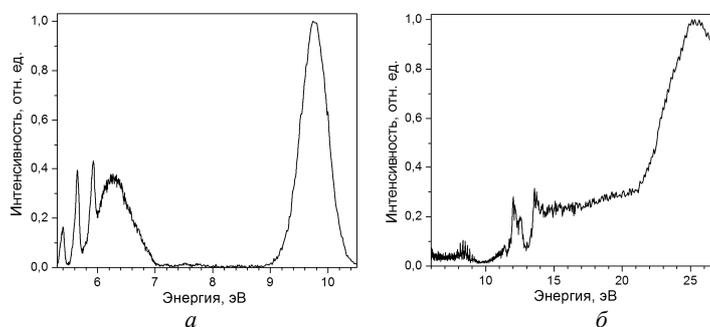


Рисунок 2 – Спектры кристалла аргона с примесью CO при $T = 7$ К:
a – спектр фотолюминесценции, при возбуждении фотонами с энергией $h\nu = 14,2$ эВ;
б – спектр возбуждения полосы Камерона 5,65 эВ

В области энергий 5–6 эВ расположена система узких полос, формируемых переходами $(a^3\Pi, v'') \rightarrow (X^1\Sigma^+, v')$ для $v'' = 0$ и $v' = 0, 1, 2$ в матрично-изолированных молекулах CO, которые соответствуют системам полос Камерона в излучении газообразного CO [15]. В случае матрично-изолированных молекул CO в матрице аргона система полос Камерона частично перекрывается широкой полосой *H* люминесценции аргоновой матрицы с максимумом при 6,2 эВ. Полоса *H* формируется переходами в молекулярных ионах из состояний $(Ar_2^+)^*$ (асимптотически соответствующих основному состоянию иона Ar^+ и возбужденному состоянию атома $Ar^+ (^3P_{1,2})$) в состояния Ar_2^+ (асимптотически соответствующие основным состояниям иона Ar^+ и атома Ar) [10]. Широкая полоса с максимумом на 9,8 эВ является полосой *M* люминесценции автолокализованных квазимолекулярных экситонов твердого аргона [13].

На рис. 2(б) представлен спектр возбуждения полосы $a^3\Pi (v' = 0) \rightarrow X^1\Sigma^+ (v'' = 1)$ матрично-изолированных молекул CO ($E_{изл} = 5,65$ эВ). Так же, как и для системы N_2 в криптоне, в спектре воз-

буждения CO в аргоне можно выделить три части. В диапазоне энергий от 6 эВ до начала экситонного поглощения матрицей Ag происходит прямое возбуждение примесной молекулы CO возбуждающими фотонами. Энергетическое положение дна нижайшей $\Gamma(3/2)$, $n = 1$ экситонной зоны в твёрдом аргоне $E_1^{Ar} = 12,06$ эВ [13]. Так же как и в случае N_2/Kr эффективность прямого возбуждения примеси фотонами была достаточно низкой.

При повышении энергии фотонов в экситонной области спектра начиная от E_1^{Ar} и до энергии запрещённой зоны $E_g^{Ar} = 14,16$ эВ [13] происходит возбуждение свободных экситонов в матрице Ag, которые, распространяясь по кристаллу, переносят энергию возбуждения к примесным молекулам CO и возбуждают их. Это проявляется в спектре возбуждения на рис. 2(б) в виде набора пиков в области $E_1^{Ar} - E_g^{Ar}$, структура которого определяется экситонным спектром поглощения твёрдого Ag.

При дальнейшем повышении энергии фотонов эффективность переноса энергии к примесным молекулам CO снижается при E_g^{Ar} и начинает расти только выше энергии $E_2^{Ar} = 21$ эВ, когда в результате неупругого рассеяния фотоэлектронов возбуждается молекула примеси, а у фотоэлектрона остаётся ещё достаточно энергии, чтобы возбудить вторую молекулу примеси. Такое увеличение эффективности возбуждения матрично-изолированных молекул CO наблюдается в спектре возбуждения люминесценции в виде широкой полосы с максимумом при 25 эВ. Очевидно, что именно в области энергий фотонов 24–27 эВ матрично-активированный перенос энергии к матрично-изолированным молекулам CO в матрице Ag происходит наиболее эффективно.

Таким образом, матрично-активированный перенос энергии как для случая гомо- (N_2), так и для случая гетероатомных (CO) примесных двухатомных молекул, матрично-изолированных в атомарных кристаллах инертных элементов, наиболее эффективен в области неупругого рассеяния фотоэлектронов матрицы, сопровождающегося мультипликацией электронных возбуждений. Возбуждающий фотон с энергией выше пороговой энергии $E > E_2$ создаёт электрон-дырочную пару. Горячий фотоэлектрон может рассеяться неупруго на примесной молекуле с переходом в состояние с меньшей энергией, находясь в котором он имеет все ещё достаточно энергии, чтобы возбудить ещё одну молекулу примеси. Результатом этого процесса мультипликации электронных возбуждений является существенное увеличение интенсивности излучения примеси при $E > E_2$. Снижение эффективности переноса энергии к молекулам примеси при энергиях фотовозбуждения выше 22 эВ в случае системы N_2/Kr и выше 25 эВ в случае CO/Ag происходит вследствие увода горячих фотоэлектронов в канал релаксации, связанный с генерацией вторичных экситонов в процессах электрон-электронного и электрон-фононного рассеяния горячих электронов в зоне проводимости. В этом случае система кинетических уравнений для концентраций электронов n_e , дырок n_h и экситонов n_{ex} имеет вид

$$\begin{aligned} \frac{dn_e(t)}{dt} &= G(t) - \sigma(T_e)n_e(t)n_h(t)v_{rel}(T_e) - \frac{n_e(t)}{\tau_{nr}}, \\ \frac{dn_h(t)}{dt} &= G(t) - \sigma(T_e)n_e(t)n_h(t)v_{rel}(T_e), \\ \frac{dn_{ex}(t)}{dt} &= \sigma(T_e)n_e(t)n_h(t)v_{rel}(T_e) - \frac{n_{ex}(t)}{\tau_{rad}}. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь T_e – электронная температура; $v_{rel}(T_e) = \sqrt{\frac{8kT_e}{\pi\mu}}$ – относительная скорость электрон-дырочной пары; $G(t)$ – скорость генерации электрон-дырочных пар (интенсивность возбуждения); τ_{rad} – радиационное время экситонной люминесценции; τ_{nr} – время безызлучательного захвата электронов ловушками; $\mu = \frac{m_e m_h}{m_e + m_h}$ – приведённая масса экситона; m_e и m_h – эффективные массы электрона и дырки, соответственно [13]. Сечение захвата электрона дыркой имеет вид

$$\sigma(T_e) = \frac{16\sqrt{2}e^6 E_d^2}{3\sqrt{3}\pi\hbar^4 s \rho \epsilon_0^3 \epsilon_r^3} \cdot \frac{m_e^3 m_h}{(m_h + m_e)^{1.5}} \cdot \frac{1}{\sqrt{kT_L} (kT_e)^2}, \quad (2)$$

где s – скорость звука; E_d – деформационный потенциал; ϵ_0 – диэлектрическая постоянная; ϵ_r – диэлектрическая проницаемость; ρ – плотность; e – элементарный заряд; k – константа Больцмана; T_L – температура кристалла (решётки).

Теоретически процесс неупругого рассеяния электронов был рассмотрен в работе [16]. В рамках этой теории, которая рассматривает переход между двумя параболическими энергетическими зонами, пороговая энергия мультипликации электронных возбуждений при неупругом рассеянии фотоэлектронов определяется как

$$E_{th} = E_{th}^0 \pm 2\Lambda \sqrt{E_Q \sqrt{(1+\Lambda)(E_g + \Lambda E_Q)} + \Lambda(1+2\Lambda)E_Q}, \quad (3)$$

где $\Lambda = \frac{m_e}{m_e + m_h}$; $E_Q = \frac{\hbar^2 Q^2}{2m_e}$; Q – сдвиг между параболическими зонами в обратном пространстве.

В случае атомарных кристаллов инертных элементов экстремумы энергетических зон находятся в Γ -точке зоны Бриллюэна, что определяет $Q = 0$, и пороговая энергия образования вторичной электрон-дырочной пары может быть оценена по формуле

$$E_{th} = (1-\Lambda)E_g = E_g + E_g \cdot \left(1 + \frac{m_e}{m_h}\right), \quad (4)$$

где m_e и m_h – эффективные массы электрона и дырки, соответственно. Для оценки пороговой энергии мультипликации возбуждения матрично-изолированных примесных молекул фотоэлектронами матрицы можно использовать аналогичное соотношение

$$E_{th}^i = E_g + E_i \cdot \left(1 + \frac{m_e}{m_h}\right), \quad (5)$$

где E_i – энергия нижайшего электронного перехода в матрично-изолированной молекуле. Для случаев CO/Ar и N₂/Kr соответствующие энергии равны $E_i^{CO} = 5,96$ эВ [15] и $E_i^{N_2} = 6,14$ эВ [17].

Используя формулу (5) и следующие значения эффективных масс электронов и дырок $m_e(\text{Ar}) = 0,48 \cdot m_0$; $m_h(\text{Ar}) = 5,3 \cdot m_0$; $m_e(\text{Kr}) = 0,42 \cdot m_0$; $m_h(\text{Kr}) = 3,6 \cdot m_0$ [18] (m_0 – масса покоя свободного электрона), получаем значения пороговых энергий мультипликации возбуждения матрично-изолированных примесных молекул фотоэлектронами матрицы $E_{th}^{CO} = 20,66$ эВ и $E_{th}^{N_2} = 17,46$ эВ, которые близки к экспериментально измеренным значениям E_2 .

Выводы. Таким образом, на модельных системах экспериментально исследованы процессы переноса энергии матрицами атомарных кристаллов криптона и аргона к двухатомным примесным молекулам N₂ и CO. Выделены три энергетических диапазона фотонных энергий возбуждения системы матрица-примесь, различающиеся механизмами заселения примесных возбуждённых молекулярных состояний. В рамках упрощённой теории, которая рассматривает переход между двумя параболическими энергетическими зонами, получены значения пороговых энергий мультипликации возбуждения матрично-изолированных примесных молекул N₂ и CO фотоэлектронами матриц криптона и аргона, соответственно. Экспериментально определены диапазоны энергий фотовозбуждения исследованных модельных матрично-изолированных систем, в которых наиболее эффективно функционирует канал переноса энергии электронного возбуждения к примесным центрам, что позволяет установить технологические параметры облучения образцов в радиационной технологии модификации материалов электронными возбуждениями.

Литература

1. Itoh N. Materials Modification by Electronic Excitation / N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : University Press, 2000. – 536 p.
2. MALDI Mass Spectrometry for Synthetic Polymer Analysis / Ed. by Liang Li. – John Wiley & Sons, Inc. : Hoboken, 2010. – 299 p.
3. SELDI-TOF Mass Spectrometry: Methods and Protocols / Ed. by C.H. Clarke, D.L.B. McCarthy. – Humana Press : New York, 2012. – 239 p.

4. Tormena C.F. Matrix-assisted Diffusion-ordered Spectroscopy: Mixture Resolution by NMR using SDS Micelles / C.F. Tormena, R. Evans, S. Haiber, M. Nilsson, G.A. Morris // *Magnetic Resonance Chemistry*. – 2010. – V. 48, № 7. – P. 550–553.
5. El-Sayed I.H. Selective Laser Photo-thermal Therapy of Epithelial Carcinoma Using anti-EGFR Antibody Conjugated Gold Nanoparticles / I.H. El-Sayed, X. Huang, M.A. El-Sayed // *Cancer Letters*. – 2006. – V. 239, № 1. – P. 129–135.
6. Bally T. Matrix Isolation / In: R.A. Moss, M.S. Platz, M. Jones (eds.), *Reactive Intermediate Chemistry*. – John Wiley & Sons, Inc. : Hoboken, 20004. – P. 797–845.
7. Matrix Isolation Spectroscopy / Ed. by A. Barnes, W.J. Prville-Thomas, A. Muller. – Springer : Berlin, 1981. – 615 p.
8. Chemistry and Physics of Matrix-Isolated Species / Ed. by L. Andrews, M. Moscovitz. – North Holland Publishing Company : Amsterdam, 1989. – 438 p.
9. Physics and Chemistry at Low Temperatures / Ed. by L. Khriachtchev. – Pan Stanford Publishing Pte. Ltd. : Singapore, 2011. – 536 p.
10. Ogurtsov A.N. Advances in Spectroscopy of Subthreshold Inelastic Radiation-Induced Processes in Cryocrystals / In: E.C. Faulques, D.L. Perry, A.V. Yeremenko (eds.), *Spectroscopy of Emerging Materials*. – Dordrecht : Kluwer Academic Publishers, 2004. – P. 45–56.
11. Anderson D.T. Infrared Spectrum of Matrix-Isolated CO and CO Photoproduct from OCS Photolysis / D.T. Anderson, J.S. Winn // *Journal of Physical Chemistry A*. – 2000. – V. 104, №16. – P. 3472–3480.
12. Apkarian V.A. Molecular Photodynamics in Rare Gas Solids / V.A. Apkarian, N. Schwentner // *Chemical Reviews*. – 1999. – V. 99, № 6. – P. 1481–1514.
13. Огурцов А.Н. Модификация криокристаллов электронными возбуждениями: монография / А.Н. Огурцов. – Харьков : НТУ "ХПИ", 2009. – 368 с.
14. Semling M. Luminescence Spectra of Matrix Isolated N₂ at High Pressure and Low Temperature / M. Semling, M. Jordan, K. Syassen, H.J. Jodl, G.F. Signorini // *Journal of Chemical Physics*. – 1997. – V. 106, № 4. – P. 1336–1345.
15. Bahrtdt J. Triplet States of CO Trapped in Rare Gas Crystals / J. Bahrtdt, P. Gurtler, N. Schwentner // *Journal of Chemical Physics*. – 1987. – V. 86, № 11. – P. 6108–6114.
16. Vasil'ev A.N. Impact Production of Secondary Electronic Excitations in Insulators: Multiple-parabolic-branch Band Model / A.N. Vasil'ev, F. Fang, V.V. Mikhailin // *Physical Review B*. – 1999. – V. 60, № 8. – P. 5340–5347.
17. Pan S.L. Vibrational Relaxation in the A³Σ_u⁺ State of N₂ in Rare Gas Matrices / S.L. Pan, G. Zumofen, K. Dressler // *Journal of Chemical Physics*. – 1987. – V.87, № 6. – P. 3482–3491.
18. Kisand V. An Analysis of Electron-hole Recombination in Solid Krypton Using Time-resolved VUV-luminescence Spectroscopy / V. Kisand, M. Kirm, S. Vielauer, G. Zimmerer // *Surface Review and Letters*. – 2002. – V. 9, № 2. – P. 783–788.

Bibliography (transliterated)

1. Itoh N. Materials Modification by Electronic Excitation N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : University Press, 2000. – 536 p.
2. MALDI Mass Spectrometry for Synthetic Polymer Analysis Ed. by Liang Li. – John Wiley & Sons, Inc. : Hoboken, 2010. – 299 p.
3. SELDI-TOF Mass Spectrometry: Methods and Protocols Ed. by C.H. Clarke, D.L.B. McCarthy. – Humana Press : New York, 2012. – 239 p.
4. Tormena S.F. Matrix-assisted Diffusion-ordered Spectroscopy: Mixture Resolution by NMR using SDS Micelles C.F. Tormena, R. Evans, S. Haiber, M. Nilsson, G.A. Morris *Magnetic Resonance Chemistry*. – 2010. – V. 48, # 7. – P. 550–553.
5. El-Sayed I.H. Selective Laser Photo-thermal Therapy of Epithelial Carcinoma Using anti-EGFR Antibody Conjugated Gold Nanoparticles I.H. El-Sayed, X. Huang, M.A. El-Sayed *Cancer Letters*. – 2006. – V. 239, # 1. – P. 129–135.
6. Bally T. Matrix Isolation In: R.A. Moss, M.S. Platz, M. Jones (eds.), *Reactive Intermediate Chemistry*. – John Wiley & Sons, Inc. : Hoboken, 20004. – P. 797–845.
7. Matrix Isolation Spectroscopy Ed. by A. Barnes, W.J. Prville-Thomas, A. Muller. – Springer : Berlin, 1981. – 615 p.
8. Chemistry and Physics of Matrix-Isolated Species Ed. by L. Andrews, M. Moscovitz. – North Holland Publishing Company : Amsterdam, 1989. – 438 p.

9. Physics and Chemistry at Low Temperatures Ed. by L. Khriachtchev. – Pan Stanford Publishing Pte. Ltd. : Singapore, 2011. – 536 p.
10. Ogurtsov A.N. Advances in Spectroscopy of Subthreshold Inelastic Radiation-Induced Processes in Cryocrystals In: E.C. Faulques, D.L. Perry, A.V. Yeremenko (eds.), Spectroscopy of Emerging Materials. – Dordrecht : Kluwer Academic Publishers, 2004. – P. 45–56.
11. Anderson D.T. Infrared Spectrum of Matrix-Isolated CO and CO Photoproduct from OCS Photolysis D.T. Anderson, J.S. Winn Journal of Physical Chemistry A. – 2000. – V. 104, #16. – P. 3472–3480.
12. Apkarian V.A. Molecular Photodynamics in Rare Gas Solids V.A. Apkarian, N. Schwentner Chemical Reviews. – 1999. – V. 99, # 6. – P. 1481–1514.
13. Ogurtsov A.N. Модифікація криокристалів електронними возбужденнями: монографія A.N. Ogurtsov. – Хар'ків : NTU "HPI", 2009. – 368 p.
14. Semling M. Luminescence Spectra of Matrix Isolated N₂ at High Pressure and Low Temperature M. Semling, M. Jordan, K. Syassen, H.J. Jodl, G.F. Signorini Journal of Chemical Physics. – 1997. – V. 106, # 4. – P. 1336–1345.
15. Bahrtdt J. Triplet States of CO Trapped in Rare Gas Crystals / J. Bahrtdt, P. Gurtler, N. Schwentner // Journal of Chemical Physics. – 1987. – V. 86, # 11. – P. 6108–6114.
16. Vasil'ev A.N. Impact Production of Secondary Electronic Excitations in Insulators: Multiple-parabolic-branch Band Model A.N. Vasil'ev, F. Fang, V.V. Mikhailin Physical Review B. – 1999. – V. 60, # 8. – P. 5340–5347.
17. Pan S.L. Vibrational Relaxation in the A₃Σ⁺ State of N₂ in Rare Gas Matrices S.L. Pan, G. Zumofen, K. Dressler Journal of Chemical Physics. – 1987. – V.87, # 6. – P. 3482–3491.
18. Kisand V. An Analysis of Electron-hole Recombination in Solid Krypton Using Time-resolved VUV-luminescence Spectroscopy V. Kisand, M. Kirm, S. Vielauer, G. Zimmerer Surface Review and Letters. – 2002. – V. 9, # 2. – P. 783–788.

УДК 544.542.2; 577.34

Огурцов О.М., Близнюк О.М., Масалітіна Н.Ю.

МОДЕЛЮВАННЯ МАТРИЧНО-АКТИВОВАНОГО ПЕРЕНОСУ ЕНЕРГІЇ ДО ДОМІШКОВИХ ЦЕНТРІВ В ТЕХНОЛОГІЇ МОДИФІКАЦІЇ МАТЕРІАЛІВ ЕЛЕКТРОННИМИ ЗБУДЖЕННЯМИ

На простих модельних системах двоатомних гомо- (N₂) та гетероатомних (CO) домішкових молекул досліджені процеси матрично-активованого переносу енергії до матрично-ізольованих центрів в атомарних криокристалах криптону та аргону. Визначені діапазони найбільш ефективного фотозбудження домішкових молекул електронними збудженнями матриці.

Ogurtsov A.N., Bliznjuk O.N., Masalitina N.Yu.

MODELING OF MATRIX-ASSISTED ENERGY TRANSFER TO IMPURITIES IN TECHNOLOGY OF MATERIALS MODIFICATION BY ELECTRONIC EXCITATIONS

On the simple model systems of diatomic homo- (N₂) and heteroatomic (CO) impurity molecules the processes of matrix-assisted energy transfer to matrix-isolated centers in krypton and argon cryocrystals were studied. The energy ranges of most efficient photoexcitation of impurity molecules by electronic excitations of matrix were determined.

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ЭЛЕМЕНТОВ ТРАЕКТОРИИ АРТИЛЛЕРИЙСКИХ БОЕПРИПАСОВ С ГЕРОНТОЛОГИЧЕСКИМИ ИЗМЕНЕНИЯМИ ПОРОХА ПРИ СТРЕЛЬБЕ ИЗ СТВОЛА С ИЗНОСОМ

Значительные сроки хранения артиллерийских боеприпасов в условиях арсеналов и баз приводят к постепенному изменению физико-химических свойств их пороховых метательных зарядов, что обуславливает трансформацию баллистических характеристик, в частности начальной скорости снаряда [1].

Анализ результатов исследования живучести нарезных и гладких стволов при использовании боеприпасов послегарантийных сроков хранения [2] показал, что при снижении начальной скорости артиллерийского снаряда, обусловленной взаимным действием износа орудийного ствола и геронтологическими изменениями порохового метательного заряда, при отсутствии радиолокационных средств измерения начальной скорости снаряда, в приборы управления стрельбой артиллерийского комплекса рекомендуется вводить дополнительную поправку, которая названа «интегральной». Ее значение предложено находить с использованием аппарата поправочных формул [1] внешней баллистики. В работах [2, 3] нет оценок изменения элементов траекторий боеприпаса с геронтологическими изменениями без введения «интегральной» поправки и не формализована операция ее нахождения.

Целью исследования является разработка методики оценки элементов траектории артиллерийских боеприпасов с геронтологическими изменениями порохового метательного заряда при стрельбе из ствола с заданной степенью износа для введения поправки в исходные данные при стрельбе. Для достижения поставленной цели необходимо решить ряд взаимосвязанных задач:

- оценить элементы траектории полета снаряда при снижении его начальной скорости;
- последовательность анализа траекторий и разработать способ интерполирования точек траектории полета по найденным характеристическим точкам;
- формализовать процедуру выработки «корректирующей» поправки в угол вертикального и горизонтального наведения орудия.

Оценка элементов траектории. При оценках внешнебаллистической траекторий снаряда в качестве ее элементов будем понимать следующие восемь величин разделенных по двум группам:

элементы точки падения

- полная горизонтальная дальность (ПГД, X_{np});
- угол падения снаряда (θ_c);
- время полета (τ);
- скорость снаряда в точке падения (v_c);
- деривация (Z);
- угол деривации (β_0);

элементы вершины

- абсцисса вершины траектории (x_s);
- высота траектории (Y).

Оценку элементов траектории следует начать с определения исходных данных, характеризующих орудие, снаряд и метеорологические условия стрельбы.

При решении основной задачи баллистики артиллерийская установка формально описывается двумя переменными:

- калибром орудия (d);
 - углом бросания снаряда (θ_0).
- Совокупность параметров выстреливаемого снаряда объединяет три переменные:
- массу артиллерийского снаряда (q);
 - коэффициент формы снаряда (i);
 - начальную скорость снаряда (v_0).

Метеорологические условия при стрельбе задаются в виде отношения:

- нормальной плотности воздуха (P_{ON}) равной $1,206 \text{ кг/м}^3$;
- плотности воздуха (P_O) в плоскости горизонта орудия, кг/м^3 .

На первом этапе определим баллистический коэффициент (c) артиллерийского снаряда. Эту оценку выполним на основе соотношения:

$$c = 1000 i \frac{d^2}{q} \cdot \frac{\Pi_O}{\Pi_{ON}},$$

где i – коэффициент аэродинамической формы артиллерийского снаряда; d – калибр снаряда; q – масса снаряда; $\frac{\Pi_O}{\Pi_{ON}}$ – метеорологические условия при стрельбе.

Следует отметить, что понятие баллистического коэффициента (ballistic coefficient – BC) в «западном» понимании отлично от понятия, используемого в русской (советской) школах внешней баллистики:

$$BC = \frac{q}{i \cdot d^2}.$$

Однако как для баллистического коэффициента, выраженного в форме c , так и для коэффициента BC , могут использоваться два подхода в его определении. Для первого характерно принятие допущения о постоянстве их значений с учетом всех возможных вариантов стрельбы. Второй подход к его рассмотрению предполагает, что в первом приближении он является сложной функцией скорости снаряда, угла бросания снаряда. Такое поведение баллистического коэффициента обусловлено тем, что в его состав входит коэффициент аэродинамической формы снаряда (i) (в англоязычной литературе «форм-фактор»), который кроме перечисленных факторов еще зависит от вида закона изменения лобового сопротивления эталонного снаряда. В общем виде коэффициент аэродинамической формы снаряда определяется как

$$i = \frac{C_x \left(\frac{v}{a} \right)}{C_{x \text{ эт}} \left(\frac{v}{a} \right)},$$

где $C_x \left(\frac{v}{a} \right)$ – коэффициенты лобового сопротивления исследуемого и эталонного снарядов; v – скорость снаряда относительно воздуха в рассматриваемой точке траектории полета; a – скорость звука.

Для закона сопротивления Ф. Сиаччи коэффициент аэродинамической формы снаряда (i) может быть приближенно определен по графику зависимости $i = f \left(H d^{-1} \right)$ [4], H – длина оживальной части снаряда, d – его диаметр (калибр). Аппроксимируя эту зависимость полиномом пятого порядка, получим выражение следующего вида:

$$i = c_1 \left(\frac{H}{d} \right)^5 + c_2 \left(\frac{H}{d} \right)^4 + c_3 \left(\frac{H}{d} \right)^3 + c_4 \left(\frac{H}{d} \right)^2 + c_5 \left(\frac{H}{d} \right) + c_6.$$

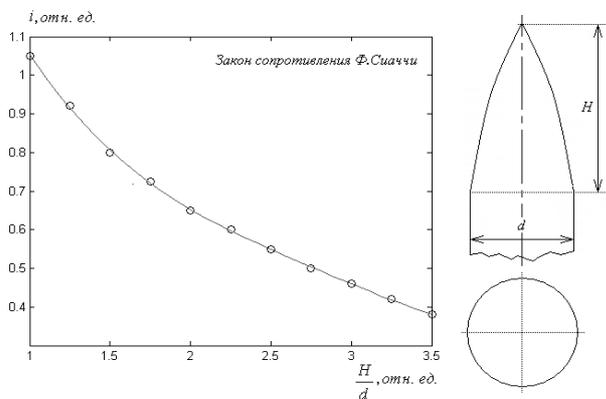


Рисунок 1 – Определение коэффициента аэродинамической формы снаряда

$$c_1 = 0,0049231; c_2 = -0,043823; \\ c_3 = 0,097576; c_4 = 0,16973; c_5 = -1,0858; \\ c_6 = 1,9086.$$

Графическая интерпретация приближенно определения коэффициента (i) приведена на рис. 1.

В действительности коэффициент (i) находится в нелинейной зависимости от угла бросания. Так, например, для начальной скорости $v_o = 792,5$ м/с 120-мм фугасный снаряд обр. 1911 г. имеет зависимость $i = f(\theta_o)$, представленную на рис. 2 [5].

$$i = k_1 \theta_o^3 + k_2 \theta_o^2 + k_3 \theta_o + k_4,$$

$$k_1 = -6,25 \cdot 10^{-7}; k_2 = 8,6384 \cdot 10^{-5}; k_3 = -0,0028147; k_4 = 0,69215$$

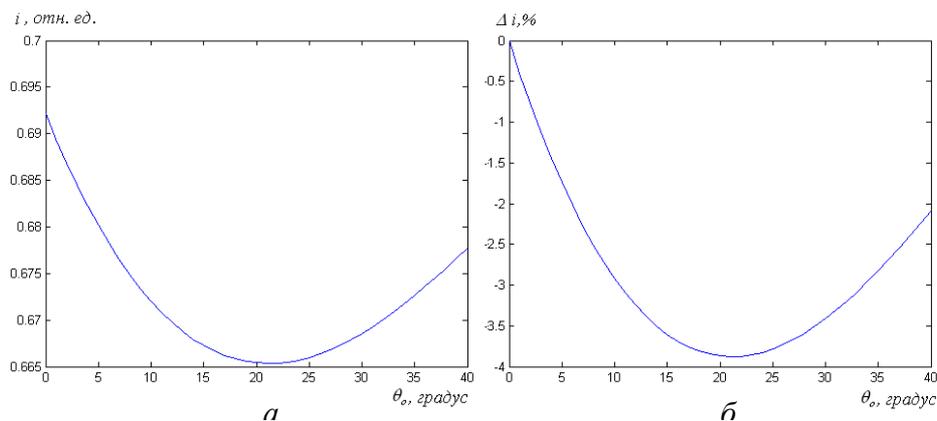


Рисунок 2 – Изменение коэффициента аэродинамической формы артиллерийского снаряда в зависимости от θ_o в диапазоне изменения 0–40 градусов:

a – изменение в абсолютных единицах; *б* – изменение в процентах от максимального значения

Графики рис. 2 *a*, *б* показывают, что с увеличением θ_o в диапазоне 0–22 градуса коэффициент аэродинамической формы артиллерийского снаряда уменьшается от его максимального значения для рассматриваемого изделия 0,693 до 0,666, т.е. фиксируется снижение приблизительно на 3,7 %. Далее по мере увеличения θ_o наблюдается обратный процесс увеличения коэффициента (*i*). Анализ динамики изменения коэффициента (*i*) показывает, что его снижение в диапазоне 0–22 градуса более происходит более интенсивно, чем увеличение в диапазоне 22–40 градусов.

Далее будем предполагать, что в результате проведения опытных стрельб коэффициент формы исследуемого артиллерийского снаряда известен, а его зависимостью от угла бросания незначительна и ею можно пренебречь.

Оценка элементов точки падения. Основным элементом траектории снаряда является ПГД *X*. При ее приближенном определении полагаем, что главный коэффициент Ф. Сиаиччи β равен 1, а приведенный баллистический коэффициент $c' = c$. При этих условиях вычислим значение вспомогательной функции

$$f_o \text{ расч} = c \sin(2\theta_o).$$

По величинам $f_o \text{ расч}$ и v_o на основе таблиц $f_o(v_o, c'x)$ оценим значение $c'x$ путем последовательного выполнения операции интерполирования.

Вспомогательная функция $f_o(v_o, c'x)$ представляет собой таблично заданные значения (матрицу) от аргумента v_o в промежутке $v_{o \min} - v_{o \max}$ и $c'x$ в промежутке $c'x_{\min} - c'x_{\max}$. В общем случае дискретность их изменений в таблице не одинаковы, то есть $\Delta v_o \neq \Delta c'x$.

На первом шаге таблично заданную функцию $f_o(v_o, c'x)$ интерполируем в промежутке $c'x_{\min} - c'x_{\max}$ при заданном значении $v_o = \text{const}$. На втором шаге производим поиск значения $c'x$ функции $f_o(v_o, c'x)$ при котором функционал

$$\left[f_o \text{ расч} - f_o(v_o, c'x) \Big|_{v_o = \text{const}} \right]^2 \rightarrow \min.$$

достигает минимального значения. В результате оптимизации находим значение $c'x$, на основе которого приближенное значение ПГД равно

$$X_{np} = \frac{c'x}{c}.$$

Далее на основе найденного значения X_{np} и по величине угла бросания (θ_0) оцениваем главный коэффициент Φ . Сиаичи (β). Эту операцию выполняем с использованием таблицы $\beta(x, \theta_0)$. В случае выполнения равенства $\beta=1$ имеем $c' = c$ и $x = X_{np}$. Если $\beta \neq 1$, то производим определение приведенного баллистического коэффициента $c' = c\beta$.

Установив значение $c'x$ по таблице вспомогательной функции Φ . Сиаичи $\lg f_2(v_0, c'x)$, находим величину угла падения снаряда

$$f_2(v_0, c'x) = -\frac{\operatorname{tg}(\theta_c)}{\operatorname{tg}(\theta_0)} \quad \text{или} \quad f_2(v_0, c'x) = \left| \frac{\operatorname{tg}(\theta_c)}{\operatorname{tg}(\theta_0)} \right|,$$

$$\theta_c = \operatorname{arctg}(f_2(v_0, c'x) \cdot \operatorname{tg}(\theta_0)).$$

Аналогично операциям, описанным выше, таблично определим значения еще четырех вспомогательных функций Φ . Сиаичи $\lg f_3(v_0, c'x)$, $\lg f_4(v_0, c'x)$, $\lg f_5(v_0, c'x)$, $\lg f_6(v_0, c'x)$ и далее, преобразуем их значения

$$f_n(v_0, c'x) = 10^{\lg f_n(v_0, c'x)},$$

найдя $f_3(v_0, c'x)$, $f_4(v_0, c'x)$, $f_5(v_0, c'x)$, $f_6(v_0, c'x)$. Переменная n в приведенной зависимости определяет номер функции Φ . Сиаичи. Ее значение является целым числом, варьируемым в интервале от 3 до 6.

На основе определенных с использованием вспомогательных функций значений f_3 , f_4 , f_5 , f_6 определим четыре оставшихся элемента траектории снаряда. Время полета оценим по формуле

$$\tau = \frac{1}{f_3} v_0 \sin \theta_0.$$

Скорость снаряда в точке падения

$$v_c = \frac{1}{f_4} v_0 \frac{\cos \theta_0}{\cos \theta_c}.$$

Вращательное движение снаряда, использующееся для стабилизации положения его оси относительно касательной к траектории центра масс, вызывает боковое отклонение центра масс, величина которого Z называется деривацией. При правой нарезке деривация положительна. В точке падения деривация, измеряемая в метрах, может быть оценена по формуле В.Н. Першина и по приближенной зависимости.

Формула В.Н. Першина имеет вид

$$Z = 5,18 \cdot 4,975 \cdot \frac{\mu}{\eta} \frac{v_0 d^{1,2}}{l} \frac{1}{v_0} f(v_0) \tau^2,$$

где μ – коэффициент инерции снаряда, характеризующий распределение массы снаряда относительно оси; d – калибр снаряда, м; η – длина хода нарезов ствола в калибрах; l – длина снаряда в калибрах.

Табулированные значения функции $f(v_0)$ приведены в [4]. В табл. 1. собраны значения функции $f(v_0)$ в диапазоне начальных скоростей 500–1500 м/с, которые могут быть аппроксимированы следующим полиномом:

$$f(v_0) = c_1(v_0)^5 + c_2(v_0)^4 + c_3(v_0)^3 + c_4(v_0)^2 + c_5(v_0) + c_6,$$

$$c_1 = -3,2051 \cdot 10^{-16}, c_2 = 2,9138 \cdot 10^{-12}, c_3 = -8,428 \cdot 10^{-9}, c_4 = 9,8689 \cdot 10^{-6}, c_5 = -0,0036808, c_6 = 1,3944$$

Таблица 1 – Значение функции $f(v_o)$ для формулы оценки величины дерирации В.Н. Першина

v_o	500	600	700	800	900	1000	1100	1200	1300	1400	1500
$f(v_o)$	1,14	1,27	1,41	1,54	1,65	1,75	1,82	1,87	1,9	1,93	1,95

Приближенная зависимость формульно выражается следующим образом

$$Z = A \frac{v_o}{\eta} \tau^2 \cos \theta_o,$$

где A – опытный коэффициент для артиллерийского снаряда определенной формы, среднее значение A для снарядов морской артиллерии равно 0,0045; η – длина хода нарезов ствола в калибрах.

Угол дерирации, рассчитывается по формуле

$$\beta_o = \arctg\left(\frac{Z}{X}\right).$$

Оценка элементов вершины траектории. Абсцисса вершины траектории находим из соотношения

$$x_s = f_5 X.$$

Высота траектории находим из соотношения

$$Y = f_6 X \operatorname{tg} \theta_o.$$

В результате для сформулированных ранее исходных данных имеем координаты трех характеристических точек траектории полета снаряда (OX – ось горизонтальной дальности, OY – ось высоты траектории):

- точки вылета снаряда с координатами (0; 0);
- точки с максимальной высотой траектории (x_s ; Y);
- точки падения снаряда (X ; 0).

Знание величины дерирации позволяет перейти от двумерных координат к трехмерным (OX – ось горизонтальной дальности, OY – ось высоты траектории, OZ – ось боковых отклонений за счет дерирации артиллерийского снаряда):

- точки вылета снаряда с координатами (0; 0; 0);
- точки с максимальной высотой траектории (x_s ; Y ; $\operatorname{tg}(\beta_o) x_s$);
- точки падения снаряда (X ; 0; Z).

Выработка «корректирующей» поправки в угол вертикального наведения орудия. Угол вертикального наведения орудия ($\theta_{\text{комп}}$) компенсирующий уменьшение начальной скорости снаряда $v_\phi < v_o$

определяется из соотношения

$$\theta_{\text{комп}} = \frac{1}{2} \left| \arcsin \left(\frac{f_o(v_\phi, c'x_{\text{расч}})}{1000 i \frac{d^2}{q} \frac{\Pi_O}{\Pi_{ON}}} \right) \right|,$$

где $c'x_{\text{расч}}$ – значение $c'x$, используемый при уравнивании $f_o_{\text{расч}} = f_o(v_o, c'x)$.

«Корректирующая» поправка в угол вертикального наведения орудия

$$\Delta \theta_{\text{вн}} = \theta_{\text{комп}} - \theta_o,$$

где θ_0 – угол бросания снаряда, соответствующий стрельбе боеприпасом с уменьшенной начальной скоростью снаряда $v_\phi < v_0$.

Выработка «корректирующей» поправки в угол горизонтального наведения орудия. Выработка «корректирующей» поправки в угол горизонтального наведения орудия учитывает явление деривации артиллерийского снаряда стабилизируемого в полете вращением.

Корректирующий угол горизонтального наведения на деривацию может быть рассчитан по формуле

$$\beta_0 = \arctg \left(\frac{Z_\phi}{X_\phi} \right),$$

где Z_ϕ – величина фактической деривации в точке падения снаряда; X_ϕ – величина фактической ПГД.

В этих условиях корректирующая поправка в угол горизонтального наведения учитывает разницу между табличной и уменьшившейся фактической скоростями снаряда.

Анализ траектории полета артиллерийского снаряда при геронтологических изменениях пороха и износе ствола и их визуализация. С целью проверки работоспособности разработанной методики и последовательности проведения анализа траекторий снаряда с учетом физико-химических изменений в порохе и с учетом износа ствола произведем оценку элементов траектории стрельбы артиллерийской установкой со следующими исходными данными:

- калибр орудия $76,2 \cdot 10^{-3}$ м;
- масса артиллерийского снаряда 5,9 кг;
- коэффициент формы снаряда для эталонного снаряда Φ . Сиаччи с использованием закона сопротивления Φ . Сиаччи 0,6;
- начальная скорость снаряда 980 м/с;
- угол бросания 20° .

Оценочные данные о величинах элементов точки падения и вершины траектории сведены в табл. 2. Изменение, вызванные геронтологией пороха и износом ствола учитываются за счет снижения начальной скорости боеприпаса на 0, 2, 4, 6, 8, 10 процентов от начальной скорости 980 м/с, которая принята за 100 % (табл. 3).

Таблица 2 – Оценка элементов точки падения и вершины траектории

v_0 , м/с	Δv_0 , %	X_{np} , м	θ_c , °	τ , с	v_c , м/с	Z , м	β_0 , °	x_s , м	Y , м
980,0	0	11316	40,52	34,85	256,3	179,76	0,91	6852,5	1717,9

Таблица 3 – Оценка значений элементов точки падения и вершины траектории при уменьшении v_0

v_0 , м/с	Δv_0 , %	X_{np} , %	θ_c , %	τ , %	v_c , %	Z , %	β_0 , %	x_s , %	Y , %
980,0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
960,4	-2	-1,51	-0,84	-0,98	-0,27	-3,93	-2,20	-1,62	-2,01
940,8	-4	-3,03	-1,70	-1,95	-0,55	-7,70	-4,40	-3,26	-4,03
921,2	-6	-4,55	-2,57	-2,75	-0,78	-11,07	-6,59	-4,97	-6,14
901,6	-8	-6,01	-3,48	-3,59	-1,01	-14,54	-8,79	-6,67	-8,23
882,0	-10	-7,48	-4,37	-4,50	-1,26	-17,93	-10,99	-8,39	-10,27

Примечание: знак минус свидетельствует об уменьшении абсолютного значения

Графическое представление данных табл. 3 представлено на рис. 3. При падении начальной скорости снаряда, являющегося следствием старения пороха и износа канала ствола имеет место уменьшение абсолютных значений всех элементов траектории (рис. 3а). В наименьшей мере эти изменения затрагивают скорость снаряда в точке падения, в наибольшей – величину деривации. Максимальные по модулю значения элементов траектории ранжированные по их возрастанию представлены в рис. 3б изменения

Сравнительный анализ таких элементов траектории как ПГД, деривация, вершина траектории и абсцисса вершины траектории при уменьшении начальной скорости боеприпаса приведены в табл. 4.

Анализ данных таблицы позволяет утверждать, что для принятых исходных данных соотношение деривации к ПГД составляет 1,41–1,59 %, высота траектории к ПГД – 14,7–15,2 %.

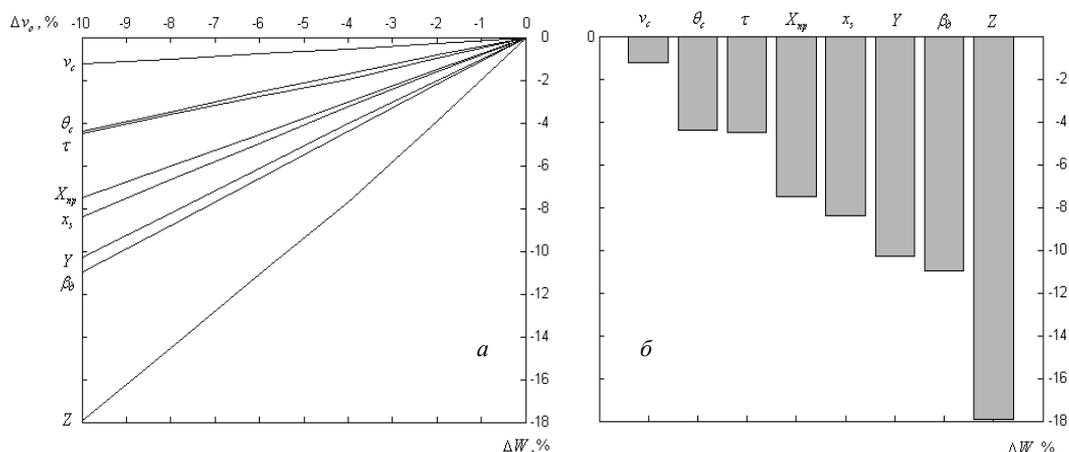


Рисунок 3 – Изменение значений элементов траектории при уменьшении начальной скорости снаряда

Визуализация результатов. С использованием трех характеристических точек траектории (на плоскости или в пространстве) получим две кусочные полинома, которые интерполируем кубическими сплайнами (кубическими полиномами Ш. Эрмита).

Выбор кусочных полиномов определен тем, что они строятся с соблюдением двух условий:

- значения кусочных полиномов совпадают со значениями интерполируемой ими функции в узлах;
- значения первых производных полиномов в узлах совпадают со значениями первых производных в узлах интерполируемой функции.

Практическая реализация такого подхода показала, что кусочные кубические полиномы Ш. Эрмита дают большее приближение к параболическим кривым (для трех рассчитанных характеристических точек) по сравнению с гладким кубическим сплайном. Результаты расчета характеристических точек траектории и их интерполяция приведены на рис. 4.

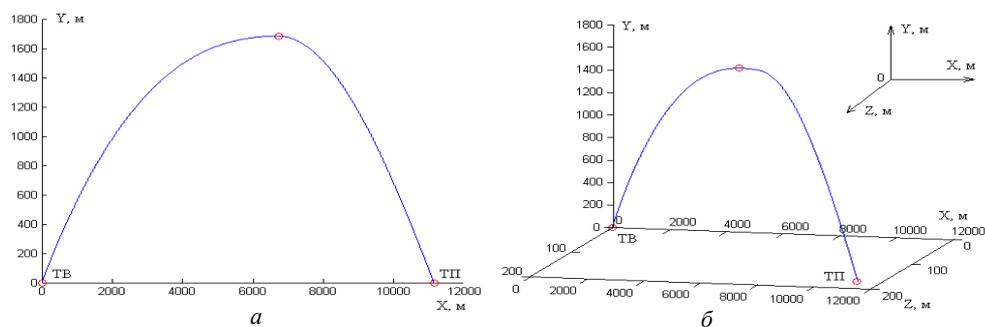


Рисунок 4 – Визуализация результатов расчета траекторий полета артиллерийского снаряда по характеристическим точкам с использованием интерполяции промежуточных значений кубическими полиномами Ш. Эрмита

a – траектория полета снаряда на плоскости; *б* – траектория полета снаряда в пространстве; ТВ – точка вылета; ТП – точка падения

Выводы

1. Разработана методика оценки элементов траектории артиллерийских боеприпасов с геронтологическими изменениями пороха при стрельбе из ствола с износом.
2. Формализованы алгоритмы выработки «корректирующей» поправки в углы вертикального (горизонтального) наведения орудия, учитывающие падение начальной скорости снаряда.
3. Для визуализации траектории артиллерийского снаряда (на плоскости, в пространстве) предложено использовать кубические сплайны (кубические полиномы Ш. Эрмита).

Литература

1. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М. Внутренняя баллистика ствольных систем при применении боеприпасов длительных сроков хранения. – Харьков.: Изд-во академии внутр. войск МВД Украины, 2010. – 130 с.
2. Анипко О.Б., Гончаренко П.Д., Хайков В.Л. Живучесть нарезных и гладких стволов при использовании боеприпасов послегарантийных сроков хранения. Учебное пособие. – Севастополь: Изд-во академии военно-морских сил им. П.С. Нахимова, 2012. – 208 с.
3. Гончаренко П.Д. Интегральная поправка в начальную скорость на износ ствола и геронтологические изменения порохового заряда// Збірник наукових праць Академії військово-морських сил ім. П.С. Нахімова, Випуск 1(5), 2011. с 11–14.
4. Справочник по стрельбе береговой артиллерии ВМФ. – М.: Воениздат, 1977. – 351 с.
5. Юркевич Б.И. Теория стрельбы береговой артиллерии. Часть 1. –М.: Воениздат, 1955. – 372 с.

Bibliography (transliterated)

1. Anipko O.B., Busyak Yu.M. Vnutrennyaya ballistika stvolnykh sistem pri primeneniі boeprіpasov dlіtelnykh strokov hranieniya. – Harkov.: Izd-vo akademii vnutr. voysk MVD Ukrainyi, 2010. – 130 p.
2. Anipko O.B., Goncharenko P.D., Haiikov V.L. Zhivuchest nareznykh i gladkiy stvolov pri ispolzovanii boeprіpasov poslegarantiynykh strokov hranieniya. Uchebnoe posobie. – Sevastopol: Izd-vo akademii voennomorskikh sil im. P.S. Nahimova, 2012. – 208 p.
3. Goncharenko P.D. Integralnaya popravka v nachalnuyu skorost na iznos stvola i gerontologicheskie izmeneniya porohovogo zaryada Zbirnik naukovih prats Akademiі viyskovo-morskikh sil im. P.S. Nahimova, Vipusk 1(5), 2011. p 11–14.
4. Spravochnik po strelbe beregovoy artillerii VMF. – M.: Voenizdat, 1977. – 351 p.
5. Yurkevich B.I. Teoriya strelby beregovoy artillerii. Chast 1. –M.: Voenizdat, 1955. – 372 p.

УДК 623.451.4

Аніпко О.Б., Хайков В.Л.

**МЕТОДИКА ОЦІНКИ ЕЛЕМЕНТІВ ТРАЄКТОРІЇ АРТИЛЕРІЙСЬКИХ БОЄПРИПАСІВ З
ГЕРОНТОЛОГІЧНИМИ ЗМІНАМИ ПОРОХУ ПРИ СТРІЛЬБІ З СТВОЛА З ІЗНОСОМ**

Розроблено методика оцінки елементів траєкторії артилерійських боеприпасів тривалих термінів зберігання з урахуванням процесів фізичного старіння вибухових речовин та зносу ствола артилерійської установки

Anipko O.B., Khaikov V.L.

**METHOD TRAJECTORY ELEMENTS ASSESSMENT FOR ARTILLERY AMMUNITION WITH
AGED GUNPOWDER FIRED FROM A WEAR GUN BARREL**

The technique trajectory elements assessment for artillery ammunition with aged gunpowder and gun barrel wear was developed.

Моргунов В.В.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ ОЧИСТКИ ДЫМОВЫХ ГАЗОВ. СИСТЕМА $N_2 - O_2 - H_2O - NO$

Введение. Проблему очистки дымовых газов от оксидов азота и серы позволяет решить технология электронно-лучевой очистки (ЭЛО) дымовых газов. Преимущества технологии ЭЛО перед химическими очистками заключается в следующем: одновременная очистка дымовых газов от NO_x , SO_2 , полиароматических углеводородов, летучих органических соединений; компактность; высокая степень очистки; в результате очистки дымовых газов получают сельскохозяйственные удобрения. Суть технологии ЭЛО [1, 2] заключается в следующем: дымовые газы облучаются ускоренными электронами (с энергиями до 1 МэВ), перед облучением в газы подаются пары аммиака; в результате радиационно-химических и химических реакций вредные вещества, в частности, NO_x , SO_2 переводятся в сульфаты-нитраты аммония, которые можно использовать в качестве сельскохозяйственных удобрений. Технология ЭЛО разрабатывается на протяжении последних 30-ти лет. Построены промышленные и опытно-промышленные установки в Китае, Польше, Болгарии. Но, несмотря на сравнительно длительное изучение этой технологии, полного понимания механизма кинетики удаления NO_x , SO_2 и других загрязняющих веществ из дымовых газов пока еще нет. Для этой цели автором была разработана математическая модель и программный комплекс «ELO» [3–5], собрана база данных радиационно-химических и химических реакций (более чем 2000 реакций) для более чем 500 химических реакций. Программный комплекс «ELO» обладает следующими возможностями: на основе начального состава дымовых газов составлять механизм химических реакций; составлять и решать жесткую систему обычных дифференциальных уравнений методом Гира в представлении Нордсика, описывающую процессы ЭЛО дымовых газов; рассчитывать вклад отдельных химических реакций в образование или удаление тех или иных химических веществ; строить графики концентраций химических веществ в зависимости от времени облучения.

Вопросу численного моделирования процессов ЭЛО посвящены работы [6–8]. В основном, в этих работах кроме перечня радиационно-химических и химических реакций, участвующих в моделировании приведены результаты по расчетам степени удаления в зависимости от поглощенной дозы.

Уменьшение энергозатрат для технологии ЭЛО является актуальной задачей на данный момент, и решение этого вопроса будет способствовать широкому распространению этой перспективной технологии в промышленности.

Для понимания путей повышения эффективности с точки зрения энергозатрат следует изучить механизм кинетики удаления и образования в процессе ЭЛО газообразных вредных веществ, загрязняющих дымовые газы, т.е. другими словами, понять, на что расходуется введенная в газы энергия электронного пучка. Одним из вариантов решения этой задачи является изучение вклада радиационно-химических и химических реакций в удаление и образование этих вредных веществ. Работ, посвященных этим вопросам практически нет. Следует выделить лишь работу [8], в которой даны результаты расчетов вкладов радиационно-химических реакций по образованию и стоку радикалов ОН, ответственных за удаление газообразных вредных веществ из газов.

Цель данной работы заключается в определении вклада химических и радиационно-химических реакций в образование в ходе ЭЛО и удаление газообразных веществ, содержащихся в дымовых газах для системы $N_2 - O_2 - H_2O - NO$.

Математическая модель, описывающая процессы ЭЛО и ее программная реализация

Математическая модель процессов ЭЛО, подробно описана в [3] и приведена в табл. 1.

Для расчета вклада отдельных химических реакций в удаление и образование тех или иных химических веществ в процессе ЭЛО применяется следующий подход. Скорость элементарной химической реакции или же скорость образования (удаления) химического вещества описывается следующим выражением (для случая бимолекулярной реакции):

$$V_n = k_n[A][B],$$

где V_n – скорость n-ой элементарной химической реакции или скорость образования (удаления) химического вещества, моль/с; k_n – константа скорости химической реакции $m^3/(mоль \cdot c)$; $[A]$ и $[B]$ – концентрации реагентов элементарной химической реакции, моль/ m^3 .

Таблица 1 – Математическая модель процессов, происходящих во время ЭЛО газов

№ п/п	Процесс	Основные характеристики и образующиеся продукты	Математическое описание процесса
1.	Прохождение первоначально нерасходящегося пучка ускоренных электронов через газ	Распределение мощности дозы от времени	$\dot{D} = \frac{D_0}{\sigma\sqrt{2\pi}} e^{-0.5\left(\frac{t-\tau/2}{\sigma}\right)^2}$
2.	Физические и физико-химические процессы при прохождении через дымовые газы	Возбужденные молекулы, ионы, радикалы	$\frac{dn_i}{dt} = G_{n_i} \dot{D} x_i \rho$
3.	Химические реакции промежуточных и конечных продуктов	Стабильные химические соединения	$\frac{dn_i}{dt} = n_i \sum_n k_{ik}^{(n)} \prod_{k=1}^n n_k$ При заданных начальных концентрациях: $n_i(0) = n_{i0}$
4.	Рост температуры газов вследствие поглощения энергии ускоренных электронов	Рост температуры газа со временем	$dT(t) = \frac{dD(t)}{c}$

здесь, \dot{D} – мощность дозы облучения, Гр/с; D – доза облучения, Гр; τ – общее время облучения, с; σ – параметр, влияющий на ширину кривой Гауссиана мощности дозы, с; n_i – концентрация i -ой компоненты, моль/м³; G_{n_i} – радиационно-химический выход i -ой компоненты газа, моль/Дж; x_i – мольная доля i -ой компоненты газа; ρ – средняя плотность газа, кг/м³; $k_{ik}^{(n)}$ – константа скорости n -го порядка химической реакции между i -ой компонентой и k -ыми компонентами газа, м³/(моль·с); n_k – концентрация k -го компонента, моль/м³, n_{i0} – начальная концентрация i -го компонента; $dD(t)$ – поглощенная доза, Гр; c – удельная теплоемкость газовой среды, Дж/(кг·К).

Определение вклада в образование или удаление заданного химического вещества происходит по следующему алгоритму:

- Vn суммируется по всему времени облучения для каждой реакции, участвующей в образовании или удалении заданного химического вещества;
- Рассчитывается относительный вклад каждой реакции в образование или удаление заданного химического вещества;
- Результаты вычислений записываются в электронную таблицу MS Excel, для последующей обработки данных;
- Определяются реакции, вносящие существенный вклад в образование или удаление химического вещества.

Как уже упоминалось, для моделирования процессов, происходящих при ЭЛО дымовых газов была собрана и проверена база данных, содержащая более 500 химических веществ и данные для более 2000 радиационно-химических и химических реакций. Для решения жесткой систем ОДУ, описывающей процессы ЭЛО дымовых газов, был выбран метод Гира в представлении Нордсика и создана компьютерная программа «ELO».

Оценка точности реализации выбранного метода решения проводилась при помощи тестовых задач [9]. Результаты тестирования совпадают с результатами тестовых задач.

Результаты численных экспериментов процессов ЭЛО

Расчеты проводились для следующих типичных параметров ЭЛО дымовых газов: доза облучения – 10 кГр, температура дымовых газов –120 °С, начальная концентрация O₂ – 8 %, H₂O – 6 %, NO – 250 ppm, N₂ – баланс.

Удаление NO. В таблице 2 приведены результаты моделирования по вкладу химических реакций в удаление NO в ходе ЭЛО

Таблиця 2 – Результати расчетов по вкладу реакций в удаление NO

№ п/п	Реакция	Вклад в удаление, %
1.	$\text{NO} + \text{OH} = \text{HONO}$	32,27 %
2.	$\text{NO} + \text{O} = \text{NO}_2$	16,55 %
3.	$(\text{O}_2)^{\cdot-} \cdot (\text{H}_2\text{O}) + \text{NO} = \text{NO}_3^- + \text{H}_2\text{O}$	11,98 %
4.	$\text{N}(^4\text{S}) + \text{NO} = \text{N}_2 + \text{O}$	10,58 %
5.	$\text{NO}_3^- + \text{NO} = \text{NO}_2^- + \text{NO}_2$	8,46 %
6.	$\text{NO} + \text{HO}_2 = \text{NO}_2 + \text{OH}$	5,71 %
7.	$\text{NO} + \text{NH} = \text{N}_2\text{O} + \text{H}$	5,55 %
8.	$\text{NO} + \text{NO}_3 = 2\text{NO}_2$	3,16 %
9.	$\text{NO} + \text{O}_3 = \text{NO}_2 + \text{O}_2$	2,21 %

Из таблицы 2 видно, что около трети удаленного NO приходится на реакцию $\text{NO} + \text{OH} = \text{HONO}$, подтверждая таким образом положение о том, что радикалы OH являются ответственными за удаление загрязняющих веществ. Следует заметить, что около 10 % NO разлагается на молекулу азота и атом кислорода (реакция $\text{N}(^4\text{S}) + \text{NO} = \text{N}_2 + \text{O}$).

Образование NO. Для того чтобы понимать как можно увеличить эффективность технологии ЭЛО с точки зрения энергозатрат, необходимо понимать как образуется NO в ходе ЭЛО.

В соответствии с проведенными вычислениями, в ходе ЭЛО газов образуется около 25 ppm NO или около 10 % от первоначальной концентрации NO. В таблице 3 приведены данные расчетов по образованию в ходе ЭЛО молекул NO.

Таблиця 3 – Результаты расчетов по вкладу реакций в образование NO

№ п/п	Реакция	Вклад в удаление, %
1.	$\text{N}(^4\text{P}) + \text{O}_2 = \text{NO} + \text{O}$	39,91 %
2.	$\text{NO}_2 + \text{O} = \text{NO} + \text{O}_2$	16,54 %
3.	$\text{O}_2 + \text{NH} = \text{NO} + \text{OH}$	13,93 %
4.	$\text{N}(^4\text{S}) + \text{NO}_2 = 2\text{NO}$	10,92 %
5.	$\text{NO}_2 + \text{H} = \text{NO} + \text{OH}$	5,72 %
6.	$\text{H}_3\text{O}^+ \cdot (\text{H}_2\text{O})_6 + \text{NO}_2^- = 7\text{H}_2\text{O} + \text{NO} + \text{OH}$	3,21 %

Как видно, из таблицы 3, около 40 % и 11 % вновь образуемого NO происходит в реакциях $\text{N}(^4\text{P}) + \text{O}_2 = \text{NO} + \text{O}$ и $\text{N}(^4\text{S}) + \text{NO}_2 = 2\text{NO}$, соответственно. $\text{N}(^4\text{P})$ и $\text{N}(^4\text{S})$ образуется при радиолитическом разложении дымовых газов. Избежать образования этих возбужденных состояний атома азота при облучении газов с типичными параметрами для ЭЛО затруднительно. 3 и 4 реакции в таблице 3 также относятся к реакциям, которые образуются в ходе радиационно-химических процессов (амидоген NH, участвующий в качестве реагента в реакции № 3 таблицы 3 образуется в радиационно-химической реакции $\text{N}(^2\text{D}) + \text{H}_2\text{O} = \text{NH} + \text{OH}$).

Образование и удаление NO₂. В реальных дымовых газах концентрация NO₂ составляет около 5 % концентрации NO. Поэтому кратко рассмотрим образование и удаление NO₂ во время процессов ЭЛО.

Около 40 % NO₂ расходуется в реакции $\text{NO}_2 + \text{OH} = \text{HONO}$, по 10 % NO₂ расходуется в следующих реакциях $\text{NO}_2 + \text{O} = \text{NO}_3$, $\text{NO}_2 + \text{NO}_2^- = \text{NO}_3^- + \text{NO}$, $\text{O}_2^{\cdot-} \cdot \text{H}_2\text{O} + \text{NO}_2 = \text{NO}_2^- + \text{O}_2 + \text{H}_2\text{O}$, в следующих реакциях $\text{NO}_2 + \text{OH} = \text{HOONO}$, $\text{NO}_2 + \text{O} = \text{NO} + \text{O}_2$, $\text{N}(^4\text{S}) + \text{NO}_2 = \text{N}_2\text{O} + \text{O}$ расходуется по ≈ 5 % NO₂.

Около 30 % NO₂ формируется в реакции $\text{NO} + \text{O} = \text{NO}_2$. По 15 % NO₂ образуется в реакциях $(\text{H}_3\text{O})^+ \cdot (\text{H}_2\text{O})_6 + \text{NO}_3^- = 7\text{H}_2\text{O} + \text{NO}_2 + \text{OH}$ и $\text{NO}_3^- + \text{NO} = \text{NO}_2 + \text{NO}_2^-$. Около 12 % NO₂ формируется в реакции $\text{NO} + \text{HO}_2 = \text{NO}_2 + \text{OH}$. 7 % и 6 % диоксида азота образуется соответственно, в реакциях $\text{HONO} + \text{OH} = \text{NO}_2 + \text{H}_2\text{O}$ и $\text{NO} + \text{NO}_3 = 2\text{NO}_2$.

Образование OH. Гидроксил-радикал OH является одним из мощных окислителей (табл. 4). Современные окислительные технологии очистки жидких и газообразных сред используют для разложения органических и неорганических загрязнителей, главным образом, гидроксил радикалы OH [11].

Таблица 4 – Окислительные потенциалы наиболее сильных окислителей [10]

№ п/п	Окислитель	Окислительный потенциал, эВ
1.	F	3,6
2.	ОН	2,7
3.	Cl	2,2
4.	O3	2,1
5.	H ₂ O ₂	1,8
6.	ClO ₂	1,2

Образование ОН. Наибольшее количество (около 18 %) гидроксил-радикалов (табл. 5) получается из реакции $(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_6 + NO_3^- = 7H_2O + NO_2 + OH$. Протонированный кластер воды $(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_6$ образуется в результате реакций

Таблица 5 – Результаты расчетов по вкладу реакций в образование ОН

№ п/п	Реакция	Вклад в удаление, %
1.	$(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_6 + NO_3^- = 7H_2O + NO_2 + OH$	17,62 %
2.	$N(^2D) + H_2O = OH + NH$	14,85 %
3.	$NO + HO_2 = NO_2 + OH$	14,52 %
4.	$H_2O^+ + H_2O = H_3O^+ + OH$	12,48 %
5.	$(H_3O)^+ \cdot (OH) + H_2O = (H_3O)^+ \cdot (H_2O) + OH$	8,74 %
6.	$(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_5 + NO_3^- = 6H_2O + NO_2 + OH$	4,93 %

$(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_n + H_2O = (H_3O)^+ \cdot (H_2O)_{n+1}$, где $n = 0 \dots 5$. В свою очередь кластер $H_3O^+ \cdot H_2O$ является результатом реакций $H_3O^+ + H_2O = (H_3O)^+ \cdot H_2O$ (эта реакция является источником около 95 % $H_3O^+ \cdot H_2O$) и $H_3O^+ \cdot OH + H_2O = H_3O^+ \cdot H_2O + OH$. Источником аниона NO_3^- являются следующие реакции: $O_2 \cdot H_2O + NO = NO_3^- + H_2O$ (около 50 % в образовании NO_3^-), $NO_2^- + HNO_3 = NO_3^- + HNO_2$ (около 38 % в образовании NO_3^-) и $NO_2^- + NO_2 = NO_3^- + NO$ (около 12 % в образовании NO_3^-).

Около 15 % ОН образуется в реакции $N(^2D) + H_2O = OH + NH$. Возбужденная молекула азота $N(^2D)$ образуется в результате радиолитического распада дымовых газов.

Также около 15 % ОН образуется в реакции $NO + HO_2 = NO_2 + OH$. Источником 95 % молекул HO_2 является реакция $O_2 + H = HO_2$.

Около 12 % радикалов ОН дает реакция $H_2O^+ + H_2O = H_3O^+ + OH$. Катион H_2O^+ , в основном, является продуктом реакций обмена положительного заряда, а также образуется в результате радиолитического распада паров воды, содержащихся в дымовом газе.

В реакции $(H_3O)^+ \cdot (OH) + H_2O = (H_3O)^+ \cdot (H_2O) + OH$ образуется около 9 % радикалов ОН. Катион $(H_3O)^+ \cdot (OH)$, в основном, образуется в реакции $O_2 \cdot H_2O + H_2O = (H_3O)^+ \cdot (OH) + O_2$.

И менее 5 % гидроксил-радикалов ОН образуется в реакции $(H_3O)^+ \cdot (H_2O)_5 + NO_3^- = 6H_2O + NO_2 + OH$.

Потребление ОН. 67 % образовавшихся радикалов ОН потребляются реакцией $NO + OH = HONO$. Около 20 % гидроксил-радикалов расходуется в реакции $NO_2 + OH = HNO_3$. Около 8 % радикалов ОН потребляются реакцией $HONO + OH = NO_2 + H_2O$ и около 4 % – $NO_2 + OH = HOONO$. Очевидно, что реакция $HONO + OH = NO_2 + H_2O$ является нежелательной, так как приводит к образованию вредных веществ, а именно диоксида азота NO_2 .

Выводы и направления дальнейших исследований. В результате численных экспериментов получены данные по нежелательным реакциям, которые уменьшают эффективность электронно-лучевой очистки.

Также, из результатов моделирования следует, что энергия электронов, расходуется не только на очистку газов от газообразных вредных примесей дымовых газов, но и на образование новых вредных примесей (до 10 % от типичного начального содержания NO в дымовых газах), что снижает эффективность очистки. Избежать образования новых оксидов азота во время ЭЛО не представляется возможным, т.к. поглощение энергии ускоренных электронов осуществляется всеми компонентами газа. Повышение эффективности очистки дымовых газов можно достичь при условии селективного поглощения энергии. Такое селективное поглощение можно достичь, например, при использовании ультрафиолетового облучения дымовых газов с определенной длиной волны, что и будет предметом дальнейших исследований.

Литература

1. Fainchtein, O.L. Developing wet variants of electron-beam removal of NOX, SO₂ and particulate from flue gas [Текст] / O. L. Fainchtein, V. V. Piotrovskiy, M. V. Sagaidak et al. // In: Cooper W.J., Curry R.D., O'Shea K.E. (Eds.) Environmental Application of Ionizing Radiation. New York : Wiley, 1998. – С. 123–138. – ISBN 0-471-17086-0.
2. Fainchtein, O.L. On problems of reducing energy consumption for irradiation of flue gas in the electron beam gas treatment technology [Текст] / O.L. Fainchtein, M.V. Sagaidak, V.V. Morgunov // Radiation Physics and Chemistry. – 2002. – №65. – С. 405–414.
3. Моргунов В.В. Математическая модель процессов электронно-лучевой очистки дымовых газов от SO₂, NOX, ПАУ, ЛОС [Текст] / В.В. Моргунов, А.Л. Файнштейн, А.М. Шкилько // Восточно-европейский журнал передовых технологий – 2011 – №3/11. – С. 25–29.
4. Моргунов В.В. Численное моделирование физико-химических процессов, происходящих при электронно-лучевой очистке дымовых газов [Текст] / В.В. Моргунов, А.М. Шкилько // Інтегровані технології та енергозбереження – 2011. – №3 – С. 48–51.
5. Morgunov V.V. Numerical simulation of flue gas purification from NOX, SO₂ dy electron beam [Текст] / V.V. Morgunov, O.L. Fainchtein, A.M. Shkilkо / тез. докл. 12-ой симпозиума по радиационной химии «Tihany» (27 августа–1 сентября 2011 г., г. Залакарорш, Венгрия). – С. 103
6. Mätzing, H. Chemical kinetics of flue gas cleaning by irradiation with electron [Текст] / H. Mätzing // Advances in Chemical Physics. – 1991. – Т. LXXX. – С. 315–402.
7. Nishimura K. Radiation treatment of exhaust gases, xiv. analysis of no oxidation and decomposition in dry and moist NO-O₂-N₂ mixtures by computer simulation [Текст] / Nishimura K., Suzuki N. // J. Nucl. Sci. Technol. – 1981. – Т. 18. – С. 878–886.
8. Schmitt K. Towards a consistent chemical kinetic model of electron beam irradiation of humid air [Текст] / K. Schmitt, D. Murray, T. Dibble // Plasma Chemistry and Plasma Processing. – 2009. – Т. 29. – С. 347–362.
9. Хайпер Э., Ваннер Г. Решение обыкновенных дифференциальных уравнений. Жесткие и дифференциально-алгебраические задачи [Текст] / Ваннер Г., Хайпер Э. – Т.2. : М.: Мир, 1999. – С. 685.
10. Wardman P. Reduction potentials of one-electron couples involving free radicals in aqueous solution [Текст] / P. Wardman // J. Phys. Chem. Ref. Data. – 1989. – Т. 18. –С. 1637–1755.
11. Oppenlander T. Photochemical Purification of Water and Air: Advanced Oxidation Processes (AOPs): Principles, Reaction Mechanisms, Reactor Concepts [Текст] / T. Oppenlander // Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2007. – С. 368.

Bibliography (transliterated)

1. Fainchtein, O.L. Developing wet variants of electron-beam removal of NOX, SO₂ and particulate from flue gas [Tekst] O. L. Fainchtein, V. V. Piotrovskiy, M. V. Sagaidak et al. In: Cooper W.J., Curry R.D., O'Shea K.E. (Eds.) Environmental Application of Ionizing Radiation. New York : Wiley, 1998. – p. 123–138. – ISBN 0-471-17086-0.
2. Fainchtein, O.L. On problems of reducing energy consumption for irradiation of flue gas in the electron beam gas treatment technology [Tekst] O.L. Fainchtein, M.V. Sagaidak, V.V. Morgunov Radiation Physics and Chemistry. – 2002. – #65. – p. 405–414.
3. Morgunov V.V. Matematicheskaja model' processov jelektronno-luchevoj ochistki dymovyh gazov ot SO₂, NOX, PAU, LOS [Tekst] V.V. Morgunov, A.L. Fajnshtejn, A.M. Shkil'ko Vostochno-evropejskij zhurnal peredovyh tehnologij – 2011 – #3/11. – p. 25–29.
4. Morgunov V.V. Chislennoe modelirovanie fiziko-himicheskikh processov, proishodjashhih pri jelektronno-luchevoj ochistke dymovyh gazov [Tekst] V.V. Morgunov, A.M. Shkil'ko Integrovani tehnologii ta energozberezhennja – 2011. – #3 – p. 48–51.
5. Morgunov V.V. Numerical simulation of flue gas purification from NOX, SO₂ dy electron beam [Tekst] V.V. Morgunov, O.L. Fainchtein, A.M. Shkilko тез. dokl. 12-оj simpoziuma po radiacionnoj himii «Tihany» (27 avgusta–1 sentjabrja 2011 g., g. Zalakarosh, Vengrija). – p. 103
6. Mätzing, H. Chemical kinetics of flue gas cleaning by irradiation with electron [Tekst] H. Mätzing Advances in Chemical Physics. – 1991. – Т. LXXX. – p. 315–402.
7. Nishimura K. Radiation treatment of exhaust gases, xiv. analysis of no oxidation and decomposition in dry and moist NO-O₂-N₂ mixtures by computer simulation [Tekst] Nishimura K., Suzuki N. J. Nucl. Sci. Technol. – 1981. – Т. 18. – p. 878–886.
8. Schmitt K. Towards a consistent chemical kinetic model of electron beam irradiation of humid air [Tekst] K. Schmitt, D. Murray, T. Dibble Plasma Chemistry and Plasma Processing. – 2009. – Т. 29. – p. 347–362.

9. Hajrer Je., Vanner G. Reshenie obyknovennyh differencial'nyh uravnenij. Zhestkie i differencial'no-algebraicheskie zadachi [Tekst] Vanner G., Hajrer Je. – Т.2. : М.: Mir, 1999. – р. 685.

10. Wardman P. Reduction potentials of one-electron couples involving free radicals in aqueous solution [Tekst] P. Wardman J. Phys. Chem. Ref. Data. – 1989. – Т. 18. –р. 1637–1755.

11. Oppenlander T. Photochemical Purification of Water and Air: Advanced Oxidation Processes (AOPs): Principles, Reaction Mechanisms, Reactor Concepts [Tekst] T. Oppenlander Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2007. – р. 368.

УДК 519.6 : 544.54 : 537.5

Моргунов В.В.

**ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ЕЛЕКТРОННО-ПРОМЕНЕВОГО ОЧИЩЕННЯ
ДИМОВИХ ГАЗІВ. СИСТЕМА $N_2-O_2-H_2O-NO$**

У статті розглядається результати чисельного моделювання радіаційно-хімічних процесів, що відбуваються при електронно-променевому очищенні (ЕЛО) димових газів для системи $N_2 - O_2-H_2O-NO$ з використанням методу Гіра в поданні Нордсіка для вирішення жорстких систем звичайних диференціальних рівнянь (ЗДР). Отримані внески радіаційно-хімічних і хімічних реакцій в утворення та видалення основних хімічних речовин, що беруть участь у моделюванні. Продемонстровано можливість проведення чисельного експерименту з метою вивчення радіаційно-хімічних процесів з точки зору підвищення ефективності очищення.

Morgunov V.V.

**NUMERICAL SIMULATION OF ELECTRON BEAM FLUE GAS TREATMENT.
SYSTEM $N_2-O_2-H_2O-NO$**

In the article the results of numerical modeling of radiation-chemical processes in electron beam treatment (ELO) flue gas system $N_2-O_2-H_2O-NO$ using the Gear method in Nordsieck representation for solving stiff systems of ordinary differential equations (ODE) are given. Received contributions of radiation, and chemical reactions in the formation and removal of the main chemicals involved in the simulation. The possibility of numerical simulation to study the radiation-chemical processes in terms of improving the efficiency of treatment.

**ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ВИПРОБУВАНЬ СИСТЕМ ЗАХИСТУ АВІАЦІЙНОЇ ТЕХНІКИ
ВІД КЕРОВАНИХ РАКЕТ З ІНФРАЧЕРВОНИМИ ГОЛОВКАМИ САМОНАВЕДЕННЯ****Вступ**

Процес випробувань будь якої техніки, в тому числі і авіаційної техніки (АТ) військового призначення, полягає в отриманні параметрів, що характеризують даний зразок, та порівняння їх з параметрами, заданими у технічному завданні (ТЗ).

Основні характеристики систем захисту літальних апаратів (ЛА) від керованих ракет з інфрачервоними головками самонаведення (КР з ІЧГСН) крім суто технічних параметрів, таких як потужність випромінювання, спектр випромінювання та інше, що вимірюються в лабораторних умовах, містять імовірнісні характеристики, наприклад імовірність непопадання ракети у ціль. Таким чином, щоб зробити висновок про відповідність зразка системи захисту ЛА від КР з ІЧГСН вимогам ТЗ, необхідно отримати певну кількість реалізацій, а враховуючи, що це необхідно зробити для різних умов застосування КР з ІЧГСН, швидкості та ракурсу цілі, зовнішніх впливаючих факторів, загальна кількість необхідних реалізацій може сягати декілька десятків. Тому питання оптимізації процесу випробувань систем захисту АТ від КР з ІЧГСН є досить актуальним.

Постановка задачі

Обґрунтувати методичний підхід до процесу випробувань систем захисту АТ від КР з ІЧГСН з метою зменшення необхідної кількості реалізацій.

Основна частина

Для оптимізації необхідної кількості реалізацій при випробуваннях систем захисту АТ від КР з ІЧГСН пропонується шляхом інженерного аналізу виявити найбільш жорсткі умови застосування систем захисту від КР з ІЧГСН для проведення випробувань і накопичення статистичного матеріалу саме в цих умовах. Для інших, менш жорстких умов застосування систем захисту приймається, що умови захищеності ЛА від КР з ІЧГСН будуть не гіршими, ніж отримані.

Очікуєма дальність захвату цілей головками ракет з ІЧГСН на фоні, що не випромінює, визначається співвідношенням:

$$D = \left[\frac{I_{\alpha} \cdot S_0 \cdot \tau_0 \cdot \eta_a \cdot \tau_a}{m \cdot E_n} \right]^{1/2}, \quad (1)$$

де I_{α} – сила випромінювання цілі в спектральному діапазоні чутливості приймача випромінювання ІЧГСН в напрямку КР, що атакує; S_0 – робоча площа об'єктива ІЧГСН; τ_0 – коефіцієнт пропускання оптичної системи ІЧГСН; η_a – коефіцієнт корисної дії аналізатора зображення, що використовується в ІЧГСН; τ_a – коефіцієнт пропускання атмосферою випромінювання цілі, який є функцією відстані між ракетою та ціллю; m – відношення сигнал/шум, яке необхідне для надійного виявлення цілі; E_n – порог чутливості приймача випромінювання.

В свою чергу сила випромінювання цілі визначається співвідношенням:

$$I_{\alpha} = \frac{\varepsilon \cdot \sigma}{\pi} \cdot T^4 \cdot S_{\Pi} \cdot \cos \alpha, \quad (2)$$

де ϵ – інтегральна величина випромінювальної здатності цілі; σ – коефіцієнт Стефана-Больцмана; T – абсолютна температура випромінювання; S_{α} – площа випромінювання цілі; α – кут між лінією спостереження та нормаллю до площі випромінювання.

З аналізу співвідношень (1) та (2) можна зробити висновок, що найбільш жорсткими умовами для систем захисту ЛА від КР з ІЧГСН є умови пуску ракет з напрямку максимального теплового випромінювання ЛА при мінімальному фоновому випромінюванні навколишнього середовища в спектральному діапазоні приймача ІЧГСН.

Випробування систем захисту ЛА від КР з ІЧГСН необхідно починати з визначення напрямку максимального теплового випромінювання ЛА. Для цього знімається індикатриса випромінювання ЛА – огибаюча вектору потужності теплового випромінювання ЛА в спектральному діапазоні приймача ІЧГСН. Індикатриса знімається для штатного спорядження ЛА та з встановленими дослідними засобами зменшення інфрачервоної помітності ЛА (екранно-вихлопні пристрої, теплопоглинаючі покриття, то що). Крім того, знімається індикатриса випромінювання засобів активного захисту ЛА від КР з ІЧГСН, розміщених на борту ЛА, з метою виявлення імовірних зон затінення елементами фюзеляжу ЛА випромінювання систем захисту та порівняння з індикатрисами випромінювання ЛА.

Отримані під час зняття індикатриса дані використовують для вибору імітатора цілі, який повинен мати таку саму силу випромінювання в спектральному діапазоні приймача ІЧГСН, що і максимальне випромінювання цілі.

Використання імітатора замість реальної цілі обумовлене декількома факторами:

по-перше, це вимоги безпеки пусків КР з ІЧГСН, що неможливо забезпечити при використанні реального ЛА;

по-друге, пуск КР з ІЧГСН по нерухомій цілі в умовах впевненого захвату цілі головою самонаведення є найбільш жорсткими умовами для систем захисту ЛА від КР з ІЧГСН;

по-третє, з економічних міркувань, так як використання літаків-цілей значно дорожче і не виключається можливість незалікових пусків ракет через складність проведення експериментів.

Обраний імітатор цілі разом з засобами активного захисту ЛА від КР з ІЧГСН розміщують на вежі.

Пуски КР з ІЧГСН проводяться з відстані впевненого захвату цілі головою самонаведення в умовах мінімального теплового фоновому випромінювання (в сутінках, вночі). За результатами пусків розраховується імовірність непопадання ракети в ціль за формулою:

$$P = \frac{m}{n}, \quad (3)$$

де m – кількість реалізацій, в яких промах КР склав величину більше заданої; n – загальна кількість реалізацій.

Залікова величина промаху повинна складати величину, що перевищує радіус спрацьовування неконтактного підірвача КР не менш ніж на 30%, що забезпечує гарантовану безпеку ЛА. Визначаємо цю величину як довірчий інтервал (Δ), в який не повинен потрапляти промах КР з ІЧГСН при пусках по цілі. За допомогою методів математичної статистики, з використанням коефіцієнтів Стьюдента, визначаємо мінімальну необхідну кількість реалізацій для отримання результату з заданою імовірністю.

Наприклад, для отримання результатів випробувань з імовірністю $P = 0,95$ по таблицям коефіцієнтів Стьюдента визначаємо мінімальну кількість виборки реалізацій $N = 7$.

За результатами 7 пусків КР з ІЧГСН по імітатору цілі з дослідними засобами активного захисту ЛА розраховуємо середній промах (\bar{x}) та середньоквадратичне відхилення (S) результатів вимірювань за формулами:

$$\bar{x} = \frac{\sum_{i=1}^N x_i}{N}, \quad (4)$$

$$S = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2}{N-1}}. \quad (5)$$

Оскільки ми вирішуємо зворотну задачу, тобто наше вимірювання не повинно потрапляти в обраний довірчий інтервал Δ , то розраховуємо зворотну відносну величину:

$$v = \frac{S}{\Delta}. \quad (6)$$

Якщо розрахована величина $v \geq 1$, випробування завершують з позитивним висновком. Якщо $v < 1$, по таблицях коефіцієнтів Стьюдента визначають мінімально необхідну кількість вимірювань, достатню для отримання результатів з заданою імовірністю.

В загальному випадку, для отримання результату з імовірністю $P = 0,95$ достатньо отримати від 7 до 16 реалізацій, що визначається по мінімальній виборці з 7 реалізацій.

Слід зазначити, що обґрунтована вище кількість реалізацій враховує 100 % заліковість результатів експериментів, що висуває підвищені вимоги до вимірювального обладнання і на самперед до засобів зовнішньотраєкторних вимірювань.

Висновок

За наявності необхідного вимірювального обладнання та в результаті аналізу демаскуючих факторів цілі, характеристик інфрачервоних головок самонаведення, умов застосування КР з ІЧГСН та систем захисту від них, впливаючих факторів, що зменшують імовірність ураження цілі КР з ІЧГСН можливо мінімізувати необхідну кількість пусків ракет в полігонних умовах до 7...16 реалізацій з отриманням результатів випробувань з імовірністю $P = 0,95$.

Література

1. Башинський В.Г. Акт за результатами спеціальних випробувань вертольота Ми-8МТ / Башинський В.Г., Тішков Ю.М., Рашевський Є.Ю., Курінний С.М. // Міністерство оборони України, Державний авіаційний науково-випробувальний центр Збройних сил України. – Феодосія: МО України, ДАНВЦ ЗС України. 2000. – 16 с.
2. Справочник по инфракрасной технике. В 4-х тт. Т.4. Проектирование инфракрасных систем / [под ред. У.Волф та Г.Циис]. Пер. с англ. – М. : Мир. 1999. – 472 с.
3. Руководство по испытаниям авиационной техники. Часть 4. Выпуск 15. Летные испытания комплексов противодействия средствам ПВО противника с радио- и ИК-контурами (испытания активных и пассивных средств радиопротиводействия). В/ч 15650. – 1984.

Bibliography (transliterated)

1. Bashins'kij V.G. Akt za rezul'tatami special'nih viprobuvan' vertol'ota Mi-8MT / Bashins'kij V.G., Tishkov Ju.M., Rashevsk'ij Є.Ju., Kurinnij S.M. Ministerstvo obroni Ukraїni, Derzhavnij aviacijnij naukovo-viprobuv'al'nij centr Zbrojnih sil Ukraїni. – Feodosija: MO Ukraїni, DANVC ZS Ukraїni. 2000. – 16 p.

2. Spravochnik po infrakrasnoj tehnike. V 4-h tt. T.4. Proektirovanie infrakrasnyh sistem [pod red. U.Volf ta G.Ciis]. Per. s angl. – M. : Mir. 1999. – 472 p.

3. Rukovodstvo po ispytaniyam aviacionnoj tehniki. Chast' 4. Vypusk 15. Letnye ispytaniya kom-pleksov protivodejstvija sredstvam PVO protivnika s radio- i IK-konturami (ispytaniya aktivnyh i passivnyh sredstv radioprotivodejstvija). V/ch 15650. – 1984.

Арсеньєва О.П.

ПОЛУЭМПИРИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕПЛОПЕРЕНОСА ПРИ ДВИЖЕНИИ ЖИДКОСТИ В КАНАЛАХ СЕТЧАТО-ПОТОЧНОГО ТИПА

В настоящей статье предложена полуэмпирическая модель турбулентного теплопереноса при движении жидкости в каналах пластинчатых теплообменных аппаратов. Данная модель базируется на аналогии Кармана и позволяет прогнозировать параметры теплообмена для турбулентного потока, основываясь на данных для коэффициента трения на основном гофрированном поле канала в широком диапазоне чисел Рейнольдса и Прандтля. Приводится анализ адекватности модели путем сравнения с экспериментальными данными и данными из литературных источников.

Введение. При расчете теплообменных аппаратов часто пользуются аналогией переноса тепла и импульса при течении жидкости в каналах. Полуэмпирический анализ такой аналогии для турбулентного режима движения жидкости в гладких круглых трубах был впервые предложен Рейнольдсом [1], позже модифицирован Прандтлем [2] и Карманом [3]. Данная методика широко применялась на практике и получила дальнейшее развитие, что позволило получить более детальное описание физической картины процессов турбулентного теплообмена. Это позволило обобщить имеющиеся экспериментальные данные и расширить границы применения этих соотношений. Как пример, можно привести соотношение для теплопередачи в прямых трубах и каналах, основанное на аналогии Прандтля и предложенное Гнилинским [4]. Оно справедливо для турбулентного и переходного режимов движения жидкости и рекомендовано авторами последнего издания справочника инженера-химика Дж. Перри [5] для практического использования.

Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) являются одним из типов современных высокоэффективных теплообменных аппаратов с интенсифицированным теплообменом. Их применение в промышленности экономит место, а также материал на их изготовление, увеличивает надежность и работоспособность в сравнении с традиционными кожухотрубными теплообменными аппаратами. Теплообменные процессы в ПТА проходят в каналах сложной геометрической формы, образованными пластинами, изготовленными штамповкой из тонкого листового металла. Форма гофрировки пластин определяет тепловые и гидравлические характеристики, а также эффективность теплопередачи во всем аппарате. Исследования теплообмена в каналах ПТА, доступные из литературы, обобщают данные в форме эмпирических корреляционных соотношений. В этих соотношениях влияние скорости жидкости и ее свойств обычно учитывается степенными функциями зависимостями от чисел Рейнольдса и Прандтля. Но общей функциональной зависимости не существует, а в литературе приведены различные формы таких функциональных зависимостей и прогнозируемый по ним характер влияния этих чисел различен и зависит от геометрии каналов и области экспериментальных условий.

Для обобщения данных по теплопередаче в каналах ПТА Мартин [6] использовал зависимость аналогии Левека, которая изначально была предложена для ламинарного потока. Позднее подобный подход применил Дович [7], который достаточно точно обобщил данные по теплопередаче различных авторов. Товажнянский и Капустенко [8] предложили модифицированную аналогию Рейнольдса для каналов ПТА, которая хорошо согласовывалась с их экспериментальными данными, полученными на моделях гофрированного поля канала ПТА. Одним из недостатков упомянутых обобщений было то, что в этих соотношениях влияние числа Прандтля учитывалось его введением как множителя в некоторой фиксированной степени (0.33 для уравнения Левека и 0.4 для модифицированной аналогии Рейнольдса). На самом деле, степень при числе Прандтля в эмпирических зависимостях для конкретных каналов ПТА в работах различных авторов изменяется в достаточно большом диапазоне, в основном от 0.3 до 0.5. Попытка использовать соотношение Гнилинского для каналов ПТА дала расхождение до 300 % с результатами экспериментов.

В настоящей статье предложена модификация аналогии Кармана для каналов ПТА, которая прогнозирует параметры теплообмена для турбулентного потока, основываясь на данных для коэффициента трения на основном гофрированном поле канала в широком диапазоне чисел Рейнольдса и Прандтля $Pr \geq 1$.

Теоретическое обоснование. Одна из вариаций аналогии Кармана для труб была предложена Лайоном [9]. Он вывел следующее соотношение:

$$\text{Nu}^{-1} = 2 \cdot \int_0^1 \frac{\left(\int_0^\xi \omega \cdot \xi \cdot d\xi \right)^2}{\left(1 + \varepsilon \cdot \text{Pr} \cdot \frac{v_T}{\nu} \right) \cdot \xi} d\xi, \quad (1)$$

где $\xi = R/R_0$ относительное расстояние от центра трубы; $\omega = w/W$ – относительная скорость; w – местная скорость, м/с; W – средняя скорость, м/с; ν – кинематическая вязкость, м²/с; v_T – турбулентная вязкость (вихревая диффузия импульса), м²/с; $\varepsilon = \lambda_T / (c\rho) / \nu_T$ – отношение вихревой диффузии для тепла и импульса; Pr – число Прандтля $\text{Pr} = c\rho\nu/\lambda$; c – удельная теплоемкость, Дж/(кг·К); ρ – плотность, кг/м³; λ – теплопроводность, Вт/(м·К).

Как было показано Лайоном [Ошибка! Залка не определена.], уравнение (1) может быть использовано вне зависимости от режима потока в трубе, при корректно определенной скорости, v_T и распределениях ε . Метод использования уравнения (1) для турбулентного теплообмена в трубах, основанный на аналогии Кармана, представлен в книге Кутателадзе [10]. В нашем исследовании основные допущения этого метода взяты применительно к турбулентному потоку в каналах ПТА.

Предположим, что турбулентный поток может быть разделен перпендикулярно стенке канала ПТА на несколько частей: вязкий подслой, буферный слой и основной турбулентный поток. Для дальнейшего анализа важно определить относительную толщину слоев в сравнении с эквивалентным диаметром канала D_e . Для течений вблизи гладкой поверхности стенки распределение скоростей тесно связано с касательным напряжением на этой стенке τ_w . Используя коэффициент общего гидравлического сопротивления единицы длины канала ПТА ζ_s , среднее касательное напряжение на стенке может быть представлено в виде:

$$\tau_w = \frac{\zeta_s \cdot \psi \cdot \rho \cdot W^2}{F_x \cdot 8} = \zeta_\tau \cdot \frac{\rho \cdot W^2}{8}, \quad (2)$$

где ψ – доля потерь давления из-за трения в общей потере давления на основном гофрированном поле канала; F_x – коэффициент относительного увеличения площади поверхности стенки из-за гофрировки; ζ_τ – коэффициент трения единицы длины канала.

Соотношения для расчета ζ_s и ψ в широком диапазоне геометрических параметров гофрировки были представлены в работе [11]. Оценка касательного напряжения на стенке для потока воды в каналах ПТА приведена в работе [12], где показано, что в эффективно работающих пластинчатых теплообменных аппаратах касательное напряжение на стенке может изменяться от 10 Па до 100 Па и даже больше. Введя безразмерную величину расстояния от стенки η , можно определить поперечную толщину буферного слоя (включая вязкий подслой) для подобных условий из следующего выражения (полагаем, что $\eta = \eta_2 = 30$):

$$y = \eta \cdot \nu / (\tau_w / \rho)^{0.5}. \quad (3)$$

Для $\tau_w = 10$ Па и воды при 50 °С параметр $y_2 = 0.17$ мм уменьшается до $y_2 = 0.05$ мм для $\tau_w = 100$ Па. Толщина вязкого подслоя примерно в 5 раз меньше. Верхняя граница для безразмерного параметра оценивается от $\eta_1 = 5$ до $\eta_1 = 7$. Принимая во внимание такую малую толщину обоих слоев, можно сделать вывод, что на этом участке:

1. Переменная ζ очень близка к 1, изменяясь от 0.9 до 1.
 2. В сравнении с такими размерами поверхность пластин, образующих каналы ПТА, может быть рассмотрена как гладкая. Так как они штампуются из листового металла толщиной 0.4–0.5 мм, они должны обладать некоторым радиусом закругления, по меньшей мере, равным 1–1.5 мм без риска для качества металла.
 3. Учитывая это, при интегрировании внутреннего интеграла уравнения (1), большинство его составляющих находятся за зоной рассматриваемых слоев, и можно допустить, что для данного участка $\omega = 1$.
- Левая часть уравнения (1) может быть представлена как сумма интегралов в соответствии с разбиением потока на основной турбулентный поток, буферный слой и вязкий подслой. Каждый из этих интегралов представляет влияние соответствующего участка на теплоотдачу. Как показано в работе [Ошибка! Залка не определена.], для $\text{Pr} > 1$ основной перепад температуры происходит в буферном слое и вязком подслое. Это явление сме-

щастяє ближче к стенке канала с увеличением числа Прандтля, и роль теплоотдачи в основном потоке уменьшается. Учитывая этот факт, интеграл, соответствующий основному турбулентному потоку, можно определить, предположив, что его значение приблизительно равно тому, которое получено для ядра потока в гладкой трубе с таким же значением касательного напряжения на стенке и диаметром, равным эквивалентному диаметру канала. Предположив также, что $v \ll v_T$, $\omega = 1$ и что вихревая диффузия тепла и импульса во всех зонах потока одинакова ($\varepsilon = 1$), можно записать уравнение (1) в следующем виде:

$$\text{Nu}^{-1} \approx \frac{1}{2} \cdot \left(\int_0^{\xi_2} \frac{\xi^3 d\xi}{\text{Pr} \cdot v_T/v} + \int_{\xi_2}^{\xi_1} \frac{d\xi}{1 + \text{Pr} \cdot v_T/v} + \int_{\xi_1}^1 \frac{d\xi}{1 + \text{Pr} \cdot v_T/v} \right). \quad (4)$$

Для определения турбулентной вязкости в турбулентном потоке в центральной части трубы ($0 \leq \xi \leq \xi_2$) более точно, чем $\omega = 1$, необходимо определить распределение скорости. Можно использовать следующую логарифмическую зависимость скорости:

$$w = w^* \left(C_* + \frac{1}{\chi} \cdot \ln \frac{v^* \cdot y}{v} \right),$$

где $w^* = (\tau_w/\rho)^{1/2}$, м/с; C_* – постоянная; χ – постоянная определяемая по экспериментальным данным для турбулентного потока в гладких трубах.

Принимая, что местное касательное напряжение равно турбулентному касательному напряжению и пропорционально расстоянию от центра $\tau = \tau_w \cdot \xi$, турбулентная вязкость может быть выражена как:

$$v_T = \frac{\tau_T}{\rho \cdot dw/dy} = \chi \cdot w^* \cdot y \cdot \xi.$$

Учитывая выражения (2) и (3), в безразмерной форме получаем:

$$v_T/v = \chi \cdot \text{Re} \cdot \sqrt{\zeta_\tau/32} \cdot (1 - \xi) \cdot \xi. \quad (5)$$

Подставляя уравнение (5) в первый интеграл выражения (4) и проинтегрировав его, получим выражение для теплоотдачи в основном турбулентном потоке:

$$I_T = \int_0^{\xi_2} \frac{\xi^3 d\xi}{\text{Pr} \cdot v_T/v} = \frac{\sqrt{32}}{\text{Pr} \chi \text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}} \left[\ln \left(\frac{\text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}}{\eta_2 \sqrt{32}} \right) - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\eta_2 \sqrt{32}}{\text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}} \right)^2 - 1 + \frac{\eta_2 \sqrt{32}}{\text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}} \right]. \quad (6)$$

Для оценки турбулентной вязкости в буферном слое канала ПТА ($\xi_2 \leq \xi \leq \xi_1$), может быть использовано соотношение для значения логарифмической скорости, полученное для экспериментов для труб и турбулентных потоков вблизи гладких поверхностей:

$$w = w^* \left(C_*' + \frac{1}{\chi'} \cdot \ln \frac{v^* \cdot y}{v} \right),$$

где C_*' и χ' – эмпирические константы для буферного слоя; χ – константа, определенная по экспериментальным данным для турбулентного потока в трубах. Принимая, что местное касательное напряжение τ в этом слое является суммой вязкого и турбулентного τ_T касательных напряжений и приблизительно равно касательному напряжению стенки, турбулентная вязкость может быть представлена как:

$$v_T = \frac{\tau_w}{\rho \cdot dw/dy} - v \approx \chi' \cdot w^* \cdot y \cdot v.$$

Учитывая выражения (2) и (3) в безразмерной форме:

$$v_T/v \approx \chi' \cdot \text{Re} \cdot \sqrt{\zeta_\tau/32} \cdot (1-\xi) - 1. \quad (7)$$

Подставляя уравнение (5) во второй интеграл выражения (4) и проинтегрировав его, получим выражение для теплоотдачи в буферном слое:

$$I_B = \int_{\xi_2}^{\xi_1} \frac{d\xi}{1 + \text{Pr} \cdot v_T/v} = \frac{\sqrt{32}}{\text{Pr} \chi' \text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}} \ln \left(\frac{1 + \text{Pr}(\chi' \cdot \eta_2 - 1)}{1 + \text{Pr}(\chi' \cdot \eta_1 - 1)} \right). \quad (8)$$

Третий интеграл уравнения (4) характеризует теплоотдачу в вязком подслое. При числах Прандтля значительно больших единицы наибольшие значения температурного градиента наблюдаются именно в этой области, смещаясь ближе к стенке с ростом числа Прандтля. Поэтому необходимо учесть турбулентные пульсации, проникающие из наружных слоев течения. Кутателадзе [Ошибка! Залка не определена.] предлагает учитывать это влияние, введя следующий коэффициент:

$$v_T/v \approx \beta \cdot \eta^3,$$

где β – эмпирический коэффициент пропорциональности, значение которого оценивается как $\beta \approx 0.03$. В соответствии с Кутателадзе [Ошибка! Залка не определена.], в третьем интеграле уравнения (4) для определения теплоотдачи, необходимо использовать другой эмпирический коэффициент β_T , и данный интеграл можно представить в следующем виде:

$$I_L = \int_{\xi_1}^1 \frac{d\xi}{1 + \text{Pr} \cdot v_T/v} = \frac{1}{\text{Re} \sqrt{\zeta_\tau}} \int_0^{\eta_1} \frac{d\eta}{1 + \text{Pr} \cdot \beta_T \cdot \eta^3}. \quad (9)$$

Аналитическое выражение для интеграла функции вида $1/(a^3+x^3)$ является достаточно громоздким и длинным. Более приемлемым является численное интегрирование на компьютере. Приняты следующие значения для основных параметров турбулентной скорости и эмпирических коэффициентов в уравнениях: $\eta_2=30$; $\eta_1=6.8$; $\chi=0.37$; $\chi'=0.2$; $\beta_T = \beta/\eta_1^2$. В результате получено следующее выражение для вычисления числа Нуссельта:

$$\text{Nu} = \frac{0.131 \cdot R_\xi \cdot \text{Pr}}{\ln \left(\frac{R_\xi}{760} \right) - \frac{14450}{R_\xi^2} + \frac{340}{R_\xi} + 1.85 \ln \left(\frac{1+5\text{Pr}}{1+0.36\text{Pr}} \right) + 2.52 \text{Pr} \cdot \varphi(\text{Pr})}, \quad (10)$$

где $R_\xi = \text{Re} \cdot \sqrt{\frac{\zeta_{ss} \cdot \Psi}{F_x}}$;

$$\varphi(\text{Pr}) = \frac{1}{\eta_1} \cdot \int_0^{\eta_1} \frac{d\eta}{1 + \text{Pr} \cdot \beta_T \cdot \eta^3} \approx \frac{1.14}{\eta_1} \cdot \text{Pr}^{-0.04} \cdot \arctg \left(\eta_1 \cdot \sqrt[3]{\text{Pr} \cdot \beta_T} \right). \quad (11)$$

Приведенное выше приближение решения интеграла отличается от численного не более чем на $\pm 2\%$ для $3 \leq \text{Pr} \leq 10^4$ и не более чем -8% для более низких значений числа Прандтля, вплоть до $\text{Pr} = 0.69$. Учитывая, что для таких значений числа Прандтля доля вязкого подслоя в общем сопротивлении теплоотдаче становится относительно меньше, чем других зон потока, приведенное приближение можно использовать с целью уменьшения времени вычислений на компьютере при решении многовариантных задач нелинейного программирования итерационными методами.

Проверка адекватности модели и обсуждение результатов. Для оценки адекватности уравнения (10) и проверки границ его применения, его решение необходимо сопоставить с экспериментальными данными по теплообмену в каналах различной геометрической формы. На рис. 1 представлены данные экспериментов на моделях каналов ПТА с различным размером гофра и углами их наклона, приведенные

в работе [Ошибка! Значка не определена.]. Они сравниваются с прогнозом согласно выражению (10). Коэффициент общего гидравлического сопротивления единицы длины канала ПТА ζ_s и доля перепада давления на трение в общей потере давления были определены по обобщенным уравнениям, представленным в этой работе. Числа Прандтля взяты из результатов экспериментов. Различие расчетных чисел Нуссельта от экспериментальных значений не превышает 15 % со среднеквадратичной погрешностью 6.5 %.

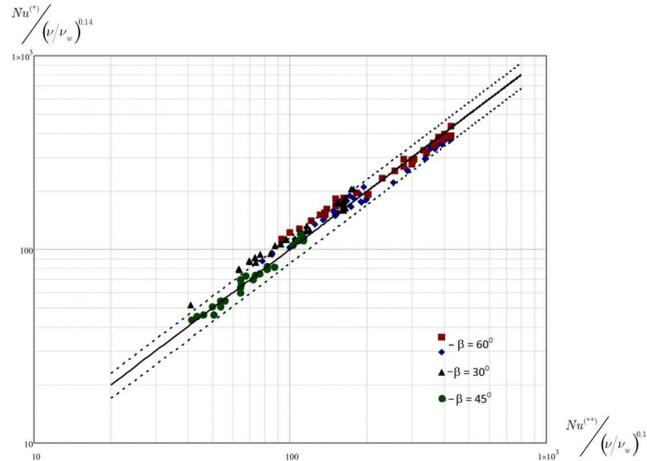


Рисунок 1 – Сравнение значений чисел Nu, полученных вычислением по выражению (10) ($Nu^{(*)}$) с экспериментальными значениями ($Nu^{(**)}$)

Эксперименты, представленные на рис. 1, были проведены для воды в ограниченном диапазоне чисел Прандтля: от 1.9 до 7. Данные литературных источников по теплоотдаче в каналах ПТА приводятся в виде эмпирических соотношений с упоминанием диапазона изменения чисел Прандтля и без указания конкретных значений Pr для экспериментов. Капустенко и др. [13] предложили обобщенное выражение для расчета теплоотдачи, основанное на модифицированной аналогии Рейнольдса

$$Nu = 0.065 \cdot Re^{6/7} \cdot (\psi \cdot \zeta_s / F_x)^{3/7} \cdot Pr^{0.4} \cdot \left(\frac{v}{v_w} \right)^{0.14} \quad (12)$$

В этом выражении степень при числе Pr была принята равной 0.4 и сравнение с данными различных литературных источников проведено путем сопоставления расчетов для значения степени числа Pr в сравниваемом выражении с диапазоном изменения Pr, указанным в статьях. Отличия были не более $\pm 15\%$. На рис. 2 представлено сравнение результатов вычислений по формулам (10) и (12) при $(v/v_w)=1$ и $Pr = 1$. Погрешность не превышает $\pm 5\%$. Можно сделать вывод, что выражение (10) прогнозирует влияние геометрии гофрировки на теплоотдачу с такой же точностью, как и уравнение (12).

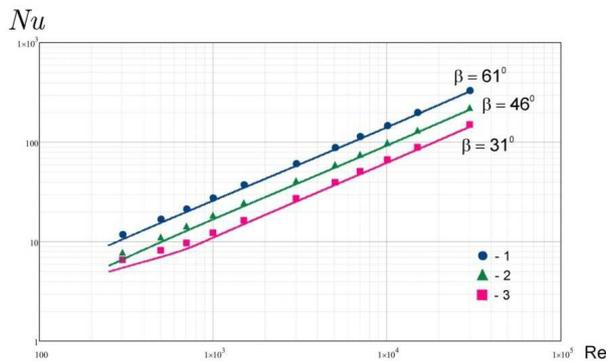


Рисунок 2 – Сравнение результатов вычислений по формулам (10) и (12) при $(v/v_w)=1$ и $Pr=1$. (1, 2, 3 – расчеты по формуле (12); линии – расчеты по формуле (10))

Для оценки точности учета уравнением (10) влияния числа Прандтля на теплоотдачу проведено сопоставление расчета по этому уравнению для условий течения в гладких трубах с расчетом по уравнению Гнилинского [Ошибка! Залкада не определена.]:

$$Nu = \frac{\zeta \cdot Pr \cdot (Re - 1000)}{8 \cdot \left[1 + 12.7 \cdot \sqrt{\zeta/8} \cdot \left(Pr^{2/3} - 1 \right) \right]} \quad (13)$$

Здесь ζ – коэффициент гидравлического сопротивления трения в гладкой трубе, рассчитываемый по формуле:

$$\zeta = (0.79 \cdot \ln Re - 1.64)^{-2} \quad (14)$$

При сравнении расчетов в уравнении (10) принято $\zeta_s = \zeta$; $F_x = 1$; $\psi = 1$. Результаты сравнения представлены на рис. 3. Расчет по обеим формулам отличается не более чем на $\pm 6\%$. Это подтверждает достаточную для практических расчетов точность учета уравнением (10) влияния на теплоотдачу числа Прандтля, поскольку уравнение (13) подтверждено экспериментальными данными при числах Прандтля в диапазоне от 0.5 до 10^5 .

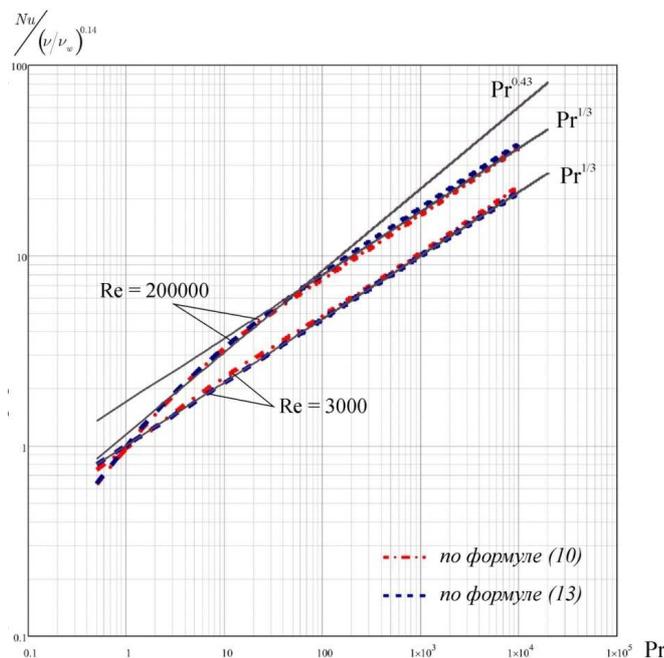


Рисунок 3 – Сравнение результатов вычислений по формулам (10) и (13) при $(v/v_w)=1$: 1 - $Re=3000$; 2 – $Re=200000$; сплошные кривые – расчет по уравнению (10); пунктир – расчет по уравнению (13)

Графики на рис.3 позволяют выполнить анализ влияния числа Прандтля на теплоотдачу в прямых гладких трубах и каналах при переходном и турбулентном режимах движения жидкостей в различных диапазонах изменения чисел Рейнольдса и Прандтля.

При развитом турбулентном режиме (кривая для $Re=200000$ на рис. 3) для диапазона чисел Прандтля от 1 до 15 кривые хорошо аппроксимируются введением числа Прандтля в степени 0.4 в качестве множителя, как это сделано в формуле Нуссельта (см. Кутателадзе [Ошибка! Залкада не определена.])). В известной формуле Михеева для этого диапазона чисел Прандтля использована степень 0.43. Для газов при числах Прандтля немного меньше единицы можно ожидать увеличение степени влияния числа Прандтля. При росте числа Прандтля больше 20 можно использовать степень 0.33 характерную для теплоотдачи при ламинарном режиме течения жидкости. Это объясняется смещением основного термического сопротивления теплопередаче в вязкий подслой (третий интеграл в уравнении (10)).

При сравнительно малых числах Рейнольдса (кривая для $Re=3000$ на рис. 3, что соответствует переходному режиму течения в гладкой трубе) степень при числе Прандтля снижается до 0.33 для всего рассматриваемого диапазона его изменения. Это объясняется тем, что интенсивность турбулентного движения в основном потоке слабее и оказывает меньшее влияние на области с более выраженным ламинарным механизмом теплопереноса (буферный слой и вязкий подслой). Таким образом, при турбулентном режиме движения жидкости степень влияния числа Прандтля зависит не только от диапазона его изменения, но и от значения числа Рейнольдса, которое характеризует гидродинамическую обстановку в канале. Таким образом, точный учет влияния числа Прандтля в широком диапазоне изменения чисел Рейнольдса и Прандтля не возможен введением его в качестве множителя в какой-то фиксированной степени. Расчет должен вестись по уравнениям типа (10) или (13) с учетом влияния числа Рейнольдса.

Такой вывод имеет особое значение для каналов сетчато-поточного типа ПТА. До настоящего времени основной метод получения надежных критериальных уравнений для расчета промышленных аппаратов является проведение тепло-гидравлических испытаний опытно-промышленных образцов на экспериментальных стендах. Чаще всего в качестве рабочей среды используется вода с диапазоном изменения числа Прандтля 2–12. Чтобы вести расчет теплообменников для сред с отличающимися теплофизическими характеристиками (для газов $Pr = 0.6 \div 0.8$, для масел и вязких нефтепродуктов число Прандтля достигает 100 и более) необходима надежная экстраполяция полученных данных на другие условия. Уравнение (10) позволяет сделать это значительно точнее, чем введение числа Прандтля некоторой фиксированной степени в корреляционную зависимость.

Заключение. В каналах сложной геометрической формы пластинчатых теплообменных пластинчатых теплообменных аппаратов выполняется аналогия переноса тепла и импульса. Точность предложенного в данной статье уравнения (10), основанного на модификации аналогии Кармана подтверждена в результате сравнения с экспериментом и данными различных авторов. Уравнение позволяет рассчитать теплоотдачу при турбулентном движении жидкости в каналах ПТА в диапазоне чисел Прандтля от 0.5 до 10^4 . Это позволяет расширить диапазон расчетов сравнительно с ранее применявшейся методикой получения степенных корреляционных зависимостей. Уравнение может быть применено для расчета отдельных ПТА для химической и смежных отраслей промышленности, а также при оптимизации энергосберегающих рекуперативных систем с ПТА.

Автор благодарит Европейское сообщество за финансовую поддержку в рамках проектов ЕС INTHEAT (contract № FP7-SME-2010-1-262205) и EFENIS (contract № ENER-FP7-296003).

Литература

1. Reynolds O. On the extent and action of the heating surface for steam boilers. // Proceedings of the Manchester Literary and Philosophical Society. – 1874. – Vol. 14. – p. 7.
2. Prandtl L. Bemerkung uber den warmeubergang im rohr. // Physikalische Zeitschrift. – 1928. – Vol. 29. – p. 487.
3. Th. Von Karman. The analogy between fluid friction and heat transfer. // Transactions of the ASME. – 1939. – Vol.61 (8). – pp. 705–710.
4. V. Gnielinski. Neue Gleichungen für den Wärme- und den Stoffübergang in turbulent durchströmten Rohren und Kanälen. // Forschung im Ingenieurwesen. –1975. – Vol.41(1). – pp. 8–16.
5. Green D.W., Perry R.H., editors. Perry's Chemical Engineers Handbook, 8th edition. McGraw-Hill, New-York, 2008.
6. Martin H. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers // Chemical Engineering and Processing. – 1996. – Vol. 35. – pp. 301-310.
7. Dović D., Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52. – pp. 4553-4563.

8. Tovazhnyansky L.L, Kapustenko P.A. Intensification of heat and mass transfer in channels of plate condensers. // Chem. Engineering Communications. – 1984. – Vol. 31(6). – p. 351–366.
9. R.N. Lyon. Liquid metal heat transfer coefficients. // Chemical Engineering Progress. – 1951. – Vol.47(2). – pp. 75–79.
10. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена. // М.: Атомиздат. – 1979. – 416 с.
11. О.П. Арсеньева. Влияние геометрических параметров пластин и их гофрировки на тепло-гидравлические характеристики пластинчатых теплообменных аппаратов. Інтегровані технології та енергозбереження // Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2012.– №2.– с. 68–75.
12. О.П. Арсеньева. Уменьшение образования отложений со стороны охлаждающей воды в пластинчатых теплообменных аппаратах промышленных предприятий. Вестник НТУ «ХПИ». – Харків: НТУ "ХПІ". – 2012.– № 10. – с. 13–28.
13. P. Kapustenko, O.Arsenyeva, O. Dolgonosova. The Heat and Momentum Transfers Relation in Channels of Plate Heat Exchangers. Chemical Engineering Transactions. – Volume 25. – 2011. – p. 357–362.

Bibliography (transliterated)

1. Reynolds O. On the extent and action of the heating surface for steam boilers. Proceedings of the Manchester Literary and Philosophical Society. – 1874. – Vol. 14. – p. 7.
2. Prandtl L. Bemerkung uber den warmeubergang im rohr. Physikalische Zeitschrift. – 1928. – Vol. 29. – p. 487.
3. Th. Von Karman. The analogy between fluid friction and heat transfer. Transactions of the ASME. – 1939. – Vol.61 (8). – pp. 705–710.
4. V. Gnielinski. Neue Gleichungen für den Wärme- und den Stoffübergang in turbulent durchströmten Röhren und Kanälen. Forschung im Ingenieurwesen. –1975. – Vol.41(1). – pp. 8–16.
5. Green D.W., Perry R.H., editors. Perry's Chemical Engineers Handbook, 8th edition. McGraw-Hill, New-York, 2008.
6. Martin H. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers Chemical Engineering and Processing. – 1996. – Vol. 35. – pp. 301–310.
7. Dović D., Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52. – pp. 4553–4563.
8. Tovazhnyansky L.L, Kapustenko P.A. Intensification of heat and mass transfer in channels of plate condensers. // Chem. Engineering Communications. – 1984. – Vol. 31(6). – p. 351–366.
9. R.N. Lyon. Liquid metal heat transfer coefficients. Chemical Engineering Progress. – 1951. – Vol.47(2). – pp. 75–79.
10. Kutateladze S.S. Osnovy teorii teploobmena. M.: Atomizdat. – 1979. – 416 s.
11. О.П. Арсен'єва. Вліяння геометричних параметрів пластин і їх гофрованої на тепло-гідравлічні характеристики пластинчатих теплообмінних апаратів. Інтегровані технології та енергозбереження /Shhokvartal'nij naukovo-praktichnij zhurnal. – Harkiv: NTU "HPI". – 2012.– #2.– p. 68–75.
12. О.П. Арсен'єва. Умен'шення утворення відкладень з сторони охолоджувальної води в пластинчатих теплообмінних апаратах промислових підприємств. Vestnik NTU «HPI». – Harkiv: NTU "HPI". – 2012.– # 10. – p. 13–28.
13. P. Kapustenko, O.Arsenyeva, O. Dolgonosova. The Heat and Momentum Transfers Relation in Channels of Plate Heat Exchangers. Chemical Engineering Transactions. – Volume 25. – 2011. – p. 357–362.

УДК 66.045.01

Арсеньєва О.П.

**НАПІВЕМПІРИЧНА МОДЕЛЬ ТУРБУЛЕНТНОГО ТЕПЛОПЕРЕНОСУ
ПРИ РУСІ РІДИНИ У КАНАЛАХ СІТЧАСТО-ПОТОКОВОГО ТИПУ**

У цій статті запропонована напівемпірична модель турбулентного теплопереносу при русі рідини в каналах пластинчастих теплообмінних апаратів. Дана модель базується на аналогії Кармана і дозволяє прогнозувати параметри теплообміну для турбулентного потоку, ґрунтуючись на даних для коефіцієнта тертя на основному гофрованому полі каналу в широкому діапазоні чисел Рейнольдса і Прандтля. Наводиться аналіз адекватності моделі шляхом порівняння з експериментальними даними і даними з літературних джерел.

Arsenyeva O.P.

**SEMI-EMPIRICAL MODEL OF TURBULENT HEAT TRANSFER FOR FLUID FLOW
IN THE CHANNELS OF CRISS-CROSS FLOW TYPE**

This paper proposes a semi-empirical model of turbulent heat transfer for fluid flow in channels of plate heat exchangers. This model is based on the Karman analogy and predicts the parameters of heat transfer for turbulent flow, basing on data for the friction factor on the main corrugated field of the channel in a wide range of Reynolds and Prandtl numbers. The analysis of the adequacy of the model is done by comparison with experimental data and data from the literature.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Болюх В.Ф., Олексенко С.В.

**ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ФЕРРОМАГНИТНОГО СЕРДЕЧНИКА
НА ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ИНДУКЦИОННО-ДИНАМИЧЕСКОГО
ДВИГАТЕЛЯ**

Введение. Индукционно-динамические двигатели (ИДД), предназначенные для обеспечения кинетических импульсов при перемещении якоря с исполнительным ударным элементом и применяются в различных областях научных исследований, промышленности, технологии и сферах безопасности, где используются электромеханические системы ударно-импульсного действия [4].

Как правило, большинство ИДД выполняются без ферромагнитного сердечника (ФС), что обусловлено быстродействием протекающего рабочего процесса, значительным уровнем возбуждаемых электромагнитных полей и ограничениями по массогабаритным показателям [5].

Однако применение ФС при определенных геометрических параметрах может существенно повлиять на распределение магнитных полей в ИДД, снижая рассеяние в окружающее пространство и увеличивая в активной зоне между неподвижным индуктором и подвижным электропроводящим якорем [8]. Как следствие, могут быть улучшены показатели электромагнитной совместимости с близко расположенными электронными устройствами и экологическая чистота для окружающего персонала, при одновременном повышении кинетических показателей ИДД.

Одним из факторов, сдерживающих применение ФС в ИДД, является отсутствие эффективных математических моделей и соответствующего программного обеспечения. Из-за этого затруднительно обеспечить выбор эффективных конфигураций, геометрических параметров и конструктивных элементов ФС, которые в максимальной степени удовлетворяющих ряду противоречивых факторов. Известные математические модели ИДД используют постоянство магнитной проницаемости, линейность кривой намагничивания и отсутствие насыщения стали ФС, равномерность индуцированного тока по сечению якоря, пренебрежение нагрева электропроводящих элементов ИДД током и не учитывают в полной мере физику сопротивления среды при движении якоря с исполнительным элементом [1-2]. Эти и другие упрощения существенно искажают реальную действительность быстропротекающих рабочих процессов ИДД.

Целью статьи является установление зависимости эффективности ИДД, работающего в двигательном режиме, от геометрических параметров ФС при учете комплекса кинетических, силовых и массогабаритных показателей.

Конструктивная схема базового ИДД. В качестве базового варианта используем ИДД коаксиальной конфигурации без ФС, общий вид которого представлен на рис. 1

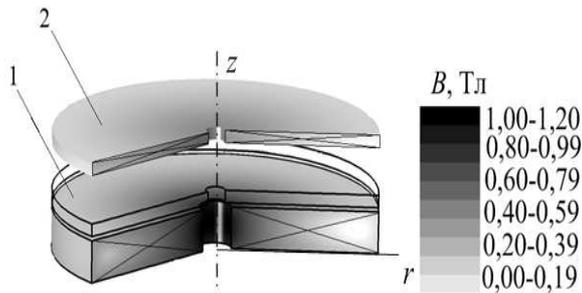


Рисунок 1 – Базовый вариант ИДД

ИДД состоит из многовиткового дискового индуктора 1, который возбуждается от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) сформированном аperiodическим однополярным импульсом (индуктор шунтирован обратным диодом) и массивного (одновиткового) электропроводящего якоря 2. Индуктор выполнен монолитным (пропитан эпоксидной смолой внутри стеклотекстолитового каркаса). Токопроводящие элементы индуктора и якоря выполнены из технической меди. Основные размеры и параметры базового варианта ИДД приведены в табл. 1.

На рис. 2 показано электромеханические показатели рабочего процесса базового ИДД в двигательном режиме: плотность тока в индукторе j_1 , усредненная по сечению плотность тока в якоря j_2 , величина f_z и импульс F_z электродинамических усилий (ЭДУ), которые действуют на якорь, перемещаемый на расстояние z относительно индуктора со скоростью V_z .

Указанные показатели рассчитаны по методике изложенной в [6]. Через 1,2 мс после начала работы индуцированный ток якоря меняет полярность, что изменяет характер его силового воздействия: начальное отталкивание сменяется последующим притяжением. Вследствие этого импульс силы F_z и скорость якоря V_z с исполнительным элементом незначительно снижаются.

Таблиця 1 – Основные размеры и параметры базового варианта ИДД

Показатель	Обозначение	Величина
Внешний диаметр индуктора	D_{ex1}	100 мм
Внутренний диаметр индуктора	D_{in1}	10 мм
Высота индуктора	H_1	10 мм
Внешний диаметр якоря	D_{ex2}	100 мм
Внутренний диаметр якоря	D_{in2}	10 мм
Высота якоря	H_2	3 мм
Расстояние между индуктором и якорем	δ	1 мм
Количество витков индуктора	N_1	46 шт
Сечение шины индуктора	$a \times b$	1,8×4,8 мм ²
Емкость ЕНЭ	C	2850 мкФ
Зарядное напряжение ЕНЭ	U_0	400 В

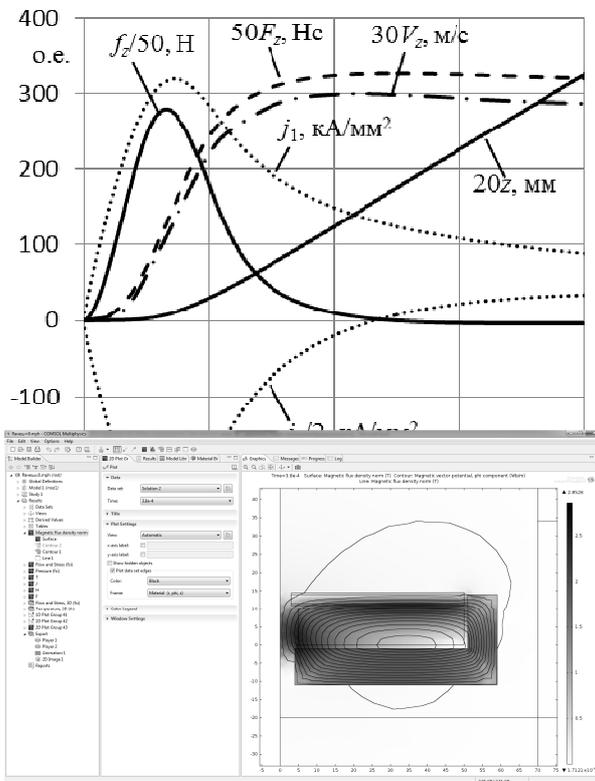


Рисунок 3. Среда моделирования

Математическая модель ИДД с ФС. Для исследования ИДД с ФС было проведено компьютерное моделирование в программном пакете *COMSOL Multiphysics 4.3*, основанное на дифференциальных уравнениях в частных производных, в основу которого заложен метод конечных элементов. Программное обеспечение позволяет осуществлять адаптивное построение сетки и контроль ошибок при работе с различными численными решателями. На рис.3 показан фрагмент программы с исходными данными и рассчитанным распределением магнитных полей в момент максимума ЭДУ.

Рассчитывается векторный магнитный потенциал A с использованием условия Дирихле на внешних границах расчетной области

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{1}{r\mu(B)} \frac{\partial(rA)}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{1}{\mu(B)} \frac{\partial A}{\partial z} \right) - \gamma \frac{\partial A}{\partial t} = 0, (1)$$

где $\mu(B)$ – магнитная проницаемость, зависящая от индукции магнитного поля для материала ФС; γ – электропроводность ФС.

Составляющие вектора магнитной индукции находятся по известным соотношениям

$$B_z = \frac{1}{r} \frac{d(rA)}{dr}; B_r = -\frac{dA}{dz}. (2)$$

Граничными условиями системы является $n \times A = 0$, где n – единичный вектор внешней нормали к поверхности.

Плотность тока в конечных элементах якоря определяется по известному выражению

$$j = -\gamma \frac{\partial A}{\partial t}. (3)$$

Сила, действующая на тело, заключенные в заданный объем рассчитывается следующим образом

$$f_z = 0,5 \int \left[(H(B \cdot n)) + B(H \cdot n) - n(H \cdot B) \right] dS . \quad (4)$$

Для материала ФС используется нелинейная кривая намагничивания $B = f(H)$. Импульс ЭДУ, действующий на якорь, определяется выражением:

$$F_z = \int_0^t f_z dt. \quad (5)$$

При расчете переходных электромагнитных, электродинамических и тепловых процессов ИДД предполагаем отсутствие механических перемещений (отдачи) индуктора и деформации элементов ИДД и учитываем пространственное распределение индуцированного тока в якоре на каждом временном шаге.

Влияние ФС на показатели ИДД. Рассмотрим ФС, выполненный из стали (Ст.10-1010). Коаксиальный ФС 3 комбинированной формы можно представить состоящим из дискового основания 3а, охватывающего индуктор 1 снизу, наружной обечайки 3б (рис. 4). На рис. 4а показано схематическое устройство ИДД с указанием геометрических параметров ФС и распределением магнитного поля в момент максимума ЭДУ, (шкала значений индукции которого представлена на рис. 5, и будет общей для всех последующих рисунков), на рис. 4б представлен общий вид ИДД с ФС. Указанный ферромагнитный сердечник, представляемый совокупностью i -ых цилиндрических участков, где $i=\{a, b\}$, можно описать следующими геометрическими параметрами: внешним диаметром D_{ex3i} , внутренним диаметром D_{in3i} и высотой H_{3i} каждого участка. Начальное расстояние между смежно расположенными сторонами индуктора и ФС занимает изоляцией и равно $\delta = 1$ мм.

Геометрические параметры ФС будем описывать следующими безразмерными параметрами

$$\chi = \frac{H_{3a}}{H_1}; \quad \varepsilon = \frac{H_{3b}}{H_1}; \quad \theta = \frac{D_{ex3b}}{D_{ex1}}. \quad (6)$$

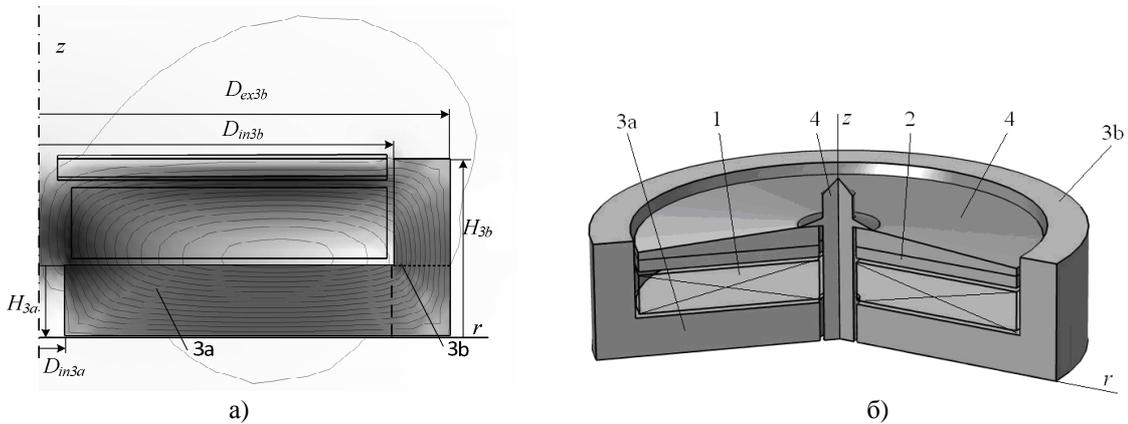


Рисунок 4 – Схематическое устройство ИДД с ФС

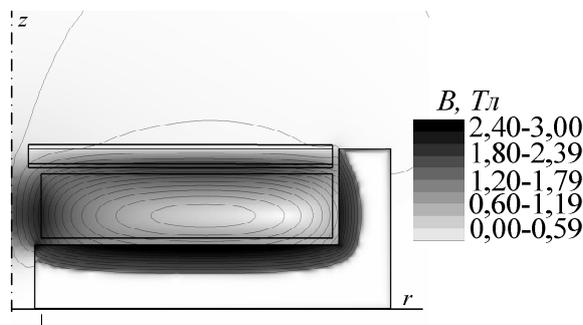


Рисунок 5 – ИДД с массивным ФС

При выполнении ФС массивным (нешихтованным), возникающие в нем вихревые токи экранируют проникновение магнитного поля в глубь сердечника (рис. 5). Кроме того, вихревые токи в ФС при взаимодействии с током индуктора снижают силовые показатели ИДД (при данных расчетах ИДД использовалась электропроводность стали Ст.10). Таким образом, для того, чтобы сердечник эффективно проводил магнитный поток и не уменьшал силовое воздействие на якорь, его электропроводность для вихревых токов должна быть минимально возможной. Это достигается путем радиальных разрезов или выполнения ФС шихтованным. В последующее будем рассматривать идеализированный сердечник, в котором вихревые токи полностью устранены, т.е. его электропроводность равна нулю.

Введение ФС изменяет амплитудные и временные показатели рабочего процесса ИДД. На рис. 6 представлены электромеханические характеристики для варианта ФС, представленного на рис 4а.

На рис. 7 показаны пространственные распределения магнитных полей рассматриваемого ИДД в различные моменты времени, откуда следует, что ФС существенно уменьшает поля рассеяния, выталкивая их в зону подвижного якоря.

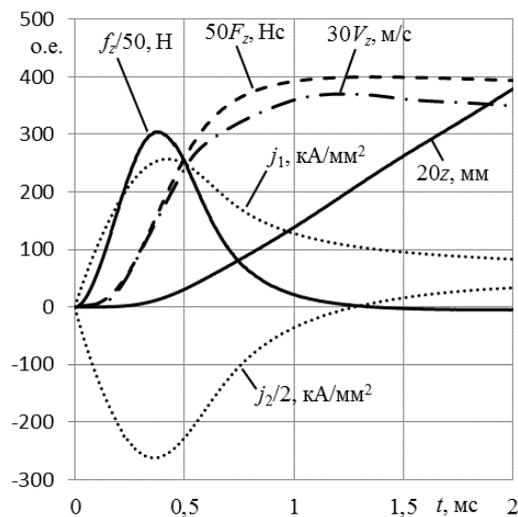


Рисунок 6 – Амплитудные и временные показатели рабочего процесса ИДД с ФС

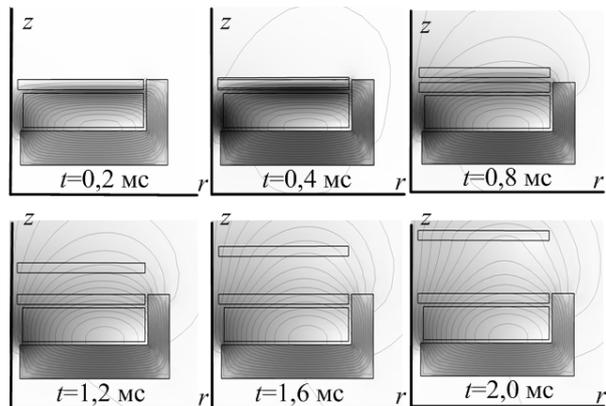


Рисунок 7 – Пространственные распределения магнитных полей ИДД с ФС для различных моментов времени

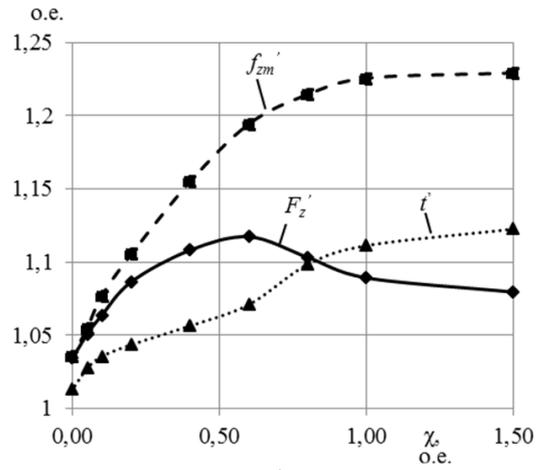
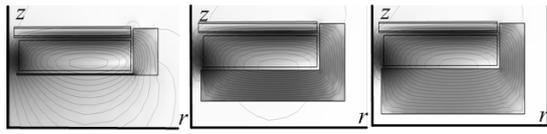
Таким образом, ФС существенно влияет на силовые и кинетические показатели ИДД, амплитуду тока индуктора, длительность рабочих процессов и электромагнитную совместимость. Однако при этом ФС увеличивает массогабаритные показатели двигателя, что требует комплексного рассмотрения вопроса с учетом различных факторов.

Влияние геометрических параметров ФС на эффективность ИДД. Рассмотрим влияние толщины дисковой части ФС на эффективность ИДД. Остальные безразмерные геометрические параметры ФС при этом неизменны и равны: $\theta = 1,0$; $\varepsilon = 2,5$.

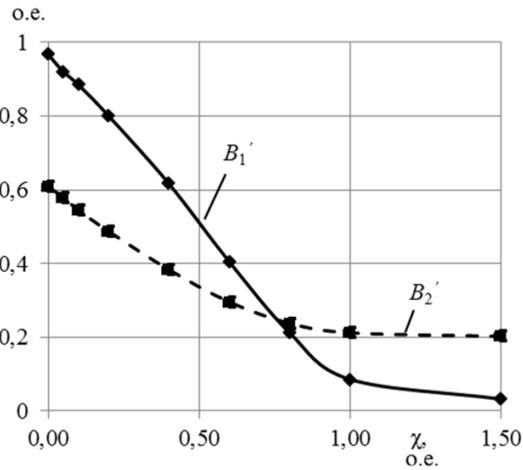
Увеличение толщины дисковой части ферромагнитного сердечника H_{3a} , представленного на рис. 8 в виде безразмерного геометрического параметра χ , существенно влияет на показатели ИДД. Дисковая часть ферромагнитного сердечника при определенной величине параметра χ увеличивает максимальный импульс силы F_z на 13 % (при $\chi=1$). При этом происходит затягивание рабочего процесса на 11 %, рост максимальной силы f_{zm} на 23 % и скорости V_{max} на 27 %, которые сопровождаются увеличением массы и габаритных параметров ИДД. Значение $\chi=1$ является оптимальным, поскольку большая часть силовых линий магнитного поля замыкаются через ФС. Дальнейший рост геометрического параметра χ ФС не приводит к существенному улучшению эффективности ИДД, а лишь ухудшает массо-габаритные параметры. Значение $\chi = 1$ является оптимальным, поскольку большая часть силовых линий магнитного поля замыкаются через ФС. Дальнейший рост геометрического параметра χ ФС не приводит к существенному улучшению эффективности ИДД, а лишь ухудшает массо-габаритные параметры.

Рассмотрим влияние толщины D_{ex3b} (θ) внешнего цилиндра ФС на эффективность ИДД. При этом остальные безразмерные геометрические параметры ФС считаем неизменными: $\chi = 1,0$; $\varepsilon = 2,5$ (рис. 9).

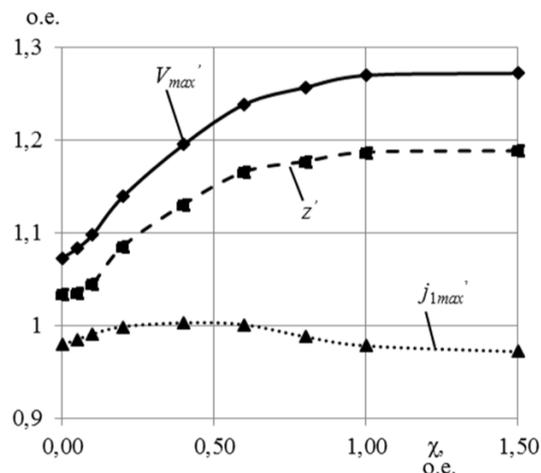
С ростом геометрического параметра θ увеличивается импульс силы F_z на 9 %, происходит затягивание рабочего процесса на 109 %, увеличивается максимальная сила f_{zm} на 22 %, при увеличении скорости V_{max} на 27 %. Значение параметра $\theta = 0,8$ является оптимальным.



а)

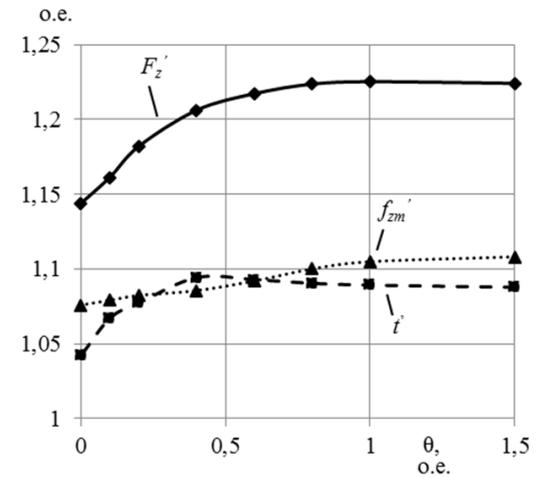
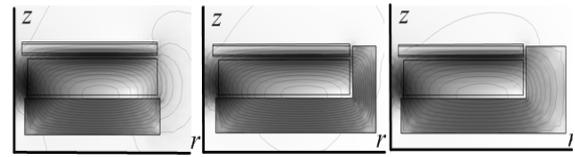


б)

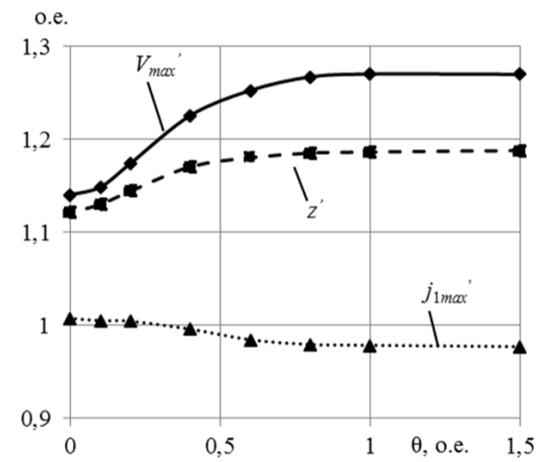


в)

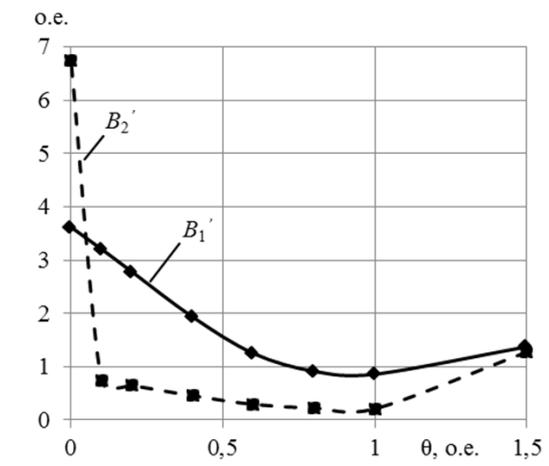
Рисунок 8 – Влияние толщины дисковой части ФС За на эффективность ИДД



а)



б)



в)

Рисунок 9 – Влияние толщины внешнего цилиндра ФС на эффективность ИДД

Рассмотрим влияние высоты H_{ex3b} внешнего цилиндра ФС на эффективность ИДД. При этом остальные безразмерные геометрические параметры ФС равны: $\chi = 1,0$; $\theta = 0,8$ (рис. 10).

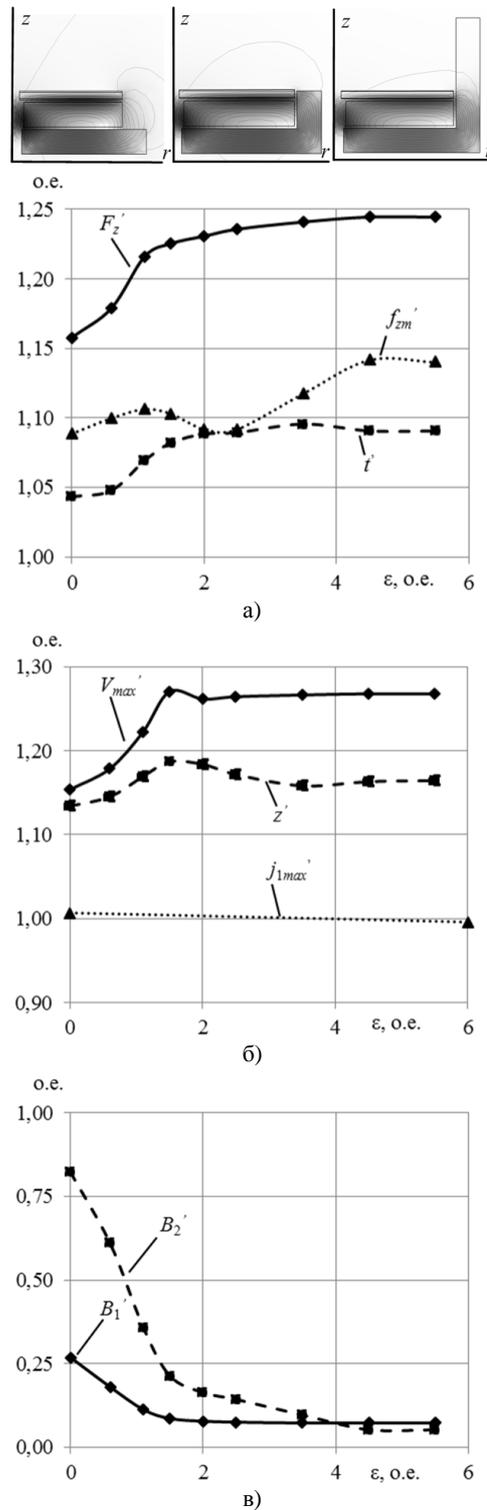


Рисунок 10 – Влияние высоты внешнего цилиндра ФС на эффективность ИДД

С ростом геометрического параметра ϵ увеличивается импульс силы F_z' на 24 %, происходит затягивание рабочего процесса на 10 %, возрастает максимум силы f_{zm}' на 14 %, приводящие к росту скорости

V_{max} на 28 %. При значенні $\epsilon \geq 1,8$ рост практично всіх параметрів стає незначительним, і всі значення в діапазоні $\epsilon = x\{1,8; 2,5\}$ можна вважати оптимальними.

Удалення ФС від сусідніх плоскостей індуктора має отрицательное влияние на всі параметри ІДД (рис. 11), при цьому при збільшенні значення геометричного параметра δ більш, ніж на 12 мм (безрозмірний параметр $\delta \geq 1,2$ - δ к висоті індуктора H_1) приводить до падіння ефективності ІДД нижче рівня базового варіанта. При цьому відбувається зростання середнього значення магнітної індукції на досліджуваній границі на 200 % по порівнянню з первинним розташуванням ФС.

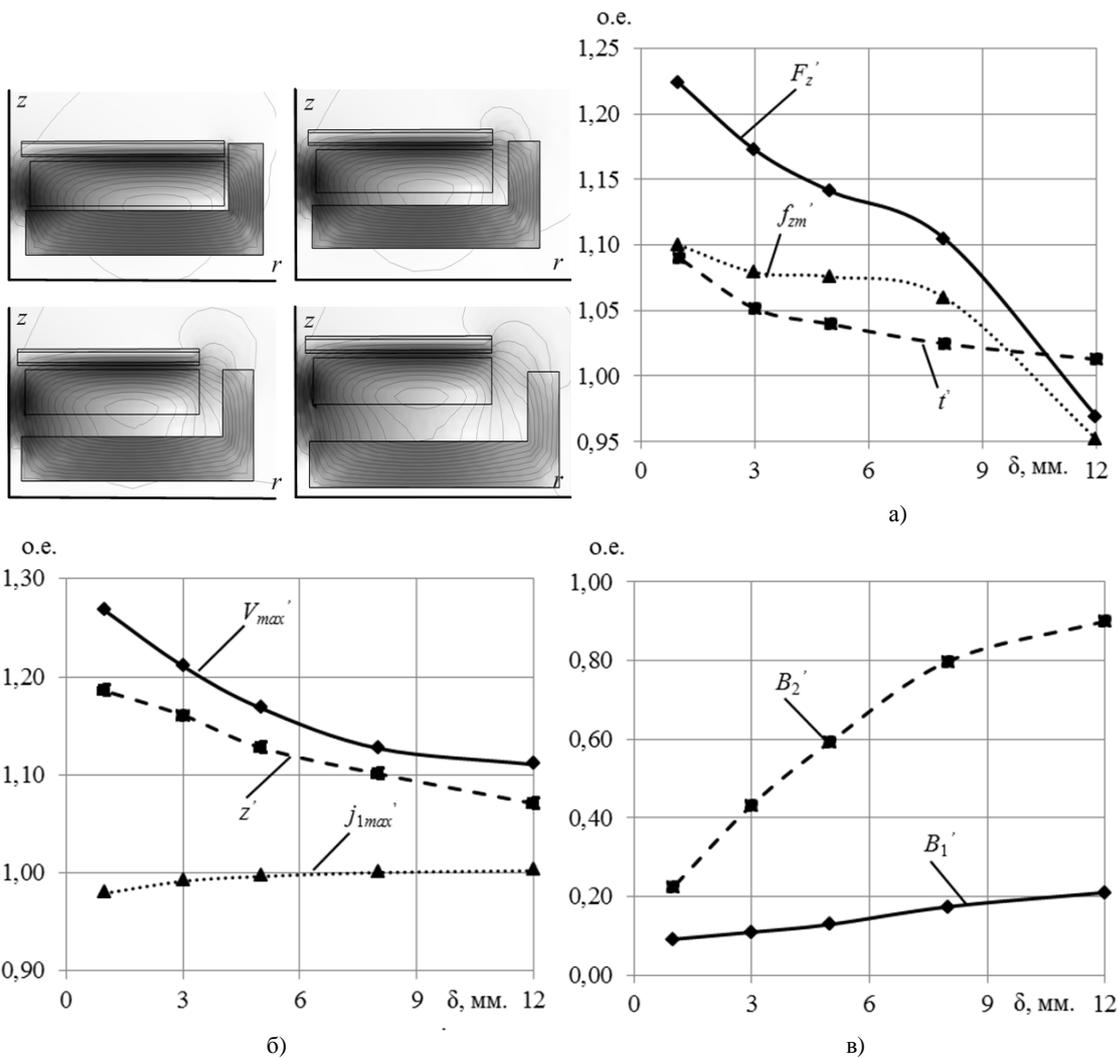


Рисунок 11 – Влияние удаления ФС от соседних плоскостей индуктора на эффективность ИДД

Таким образом, ФС должен располагаться максимально близко к индуктору, а толщина занимаемая изоляцией δ должна быть минимально возможной

Выводы. Разработана математическая модель ИДД с ФС в двигательном режиме. Получены зависимости силовых, массо-габаритных, экологических и технических параметров эффективности ИДД в зависимости от геометрических размеров ФС.

Проведено математическое моделирование ИДД для различных вариаций геометрии ФС. Показано, что при определенных параметрах ФС повышает эффективность ИДД на 20–25 % в большей степени за счет повышения силовых показателей. Установлены оптимальные безразмерные геометрические параметры ФС, равные: $\chi = 1,0$, $\theta = 0,8$, $\epsilon = 2,5$, при которых параметры эффективности ИДД получают существенный рост с учетом незначительного изменения массо-габаритных значений ИДД.

Литература

1. Болюх В.Ф., Олексенко С.В., Щукин И.С. Влияние параметров ферромагнитного сердечника на эффективность индукционно-динамического двигателя // Электротехника і електромеханіка. – 2012. – №6. – С. 20–27.
2. Болюх В.Ф., Олексенко С.В. Влияние конфигурации якоря на эффективность линейного электро-механического преобразователя // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Проблеми удосконалення електричних машин і апаратів. Теорія і практика. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2012.– № 49. – С. 18–26.
3. Мазуренко М.И., Петухов В.А., Поводайло В.А. и др. Электродинамический импульсный клапан для получения молекулярных пучков // Приборы и техника эксперимента. – 2002. – № 2. – С. 152–155.
4. Кузнецов П.В., Толмачев Н.С., Харитонов В.Д. и др. Индукционно-динамическая система очистки сушильного оборудования // Молочная промышленность. – 1989. – № 1. – С. 25–26.
5. Анисимов Г.И. Импульсные способы зачистки остатков смерзшихся грузов // Промышленный транспорт. – 1988. – № 2. – С. 22–25.
6. Walls W.A., Weldon W.F., Pratap S.P. et al. Application of electromagnetic guns to future naval platforms // IEEE Transactions on Magnetics. – 1999. – Vol. 35, № 1. – P. 262–267.

Bibliography (transliterated)

1. Boljuh V.F., Oleksenko S.V., Shhukin I.S. Vlijanie parametrov ferromagnitnogo serdechnika na jeffektivnost' indukcionno-dinamicheskogo dvigatelja Elektrotehnika i elektromehanika. – 2012. – #6. – p. 20–27.
2. Boljuh V.F., Oleksenko S.V. Vlijanie konfiguracii jakorja na jeffektivnost' linejnogo jelektromehanicheskogo preobrazovatelja Visnik NTU «HPI». Serija: Problemi udoskonalennja elektrichnih ma-shin i aparativ. Teorija i praktika. – Harkiv: NTU «HPI». – 2012.– # 49. – p. 18–26.
3. Mazurenko M.I., Petuhov V.A., Povedajlo V.A. i dr. Jelektrodinamicheskij impul'snyj klapan dlja poluchenija molekularnyh puchkov Pribory i tehnikajeksperimenta. – 2002. – # 2. – p. 152–155.
4. Kuznecov P.V., Tolmachev N.S., Haritonov V.D. i dr. Indukcionno-dinamicheskaja sistema ochistki suhil'nogo oborudovanija Molochnaja promyshlennost'. – 1989. – # 1. – p. 25–26.
5. Anisimov G.I. Impul'snye sposoby zachistki ostatkov smerzshihsjazgruzov Promyshlennyj transport. – 1988. – # 2. – p. 22–25.
6. Walls W.A., Weldon W.F., Pratap S.P. et al. Application of electromagnetic guns to future naval platforms IEEE Transactions on Magnetics. – 1999. – Vol. 35, # 1. – P. 262–267.

Bibliography (transliterated)

1. Boljuh V.F., Oleksenko S.V., Shhukin I.S. Vlijanie parametrov ferromagnitnogo serdechnika na jeffektivnost' indukcionno-dinamicheskogo dvigatelja Elektrotehnika i elektromehanika. – 2012. – #6. – p. 20–27.
2. Boljuh V.F., Oleksenko S.V. Vlijanie konfiguracii jakorja na jeffektivnost' linejnogo jelektromehanicheskogo preobrazovatelja Visnik NTU «HPI». Serija: Problemi udoskonalennja elektrichnih ma-shin i aparativ. Teorija i praktika. – Harkiv: NTU «HPI». – 2012.– # 49. – p. 18–26.
3. Mazurenko M.I., Petuhov V.A., Povedajlo V.A. i dr. Jelektrodinamicheskij impul'snyj klapan dlja poluchenija molekularnyh puchkov Pribory i tehnikajeksperimenta. – 2002. – # 2. – p. 152–155.
4. Kuznecov P.V., Tolmachev N.S., Haritonov V.D. i dr. Indukcionno-dinamicheskaja sistema ochistki suhil'nogo oborudovanija Molochnaja promyshlennost'. – 1989. – # 1. – p. 25–26.
5. Anisimov G.I. Impul'snye sposoby zachistki ostatkov smerzshihsjazgruzov Promyshlennyj transport. – 1988. – # 2. – p. 22–25.
6. Walls W.A., Weldon W.F., Pratap S.P. et al. Application of electromagnetic guns to future naval platforms IEEE Transactions on Magnetics. – 1999. – Vol. 35, # 1. – P. 262–267.

УДК 621.313:536.2.24:539.2

Болюх В.Ф., Олексенко С.В.

**ВПЛИВ ПАРАМЕТРІВ ФЕРОМАГНІТНОГО ОСЕРДЯ
НА ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНІ ПАРАМЕТРИ ІНДУКЦІЙНО-ДИНАМІЧНОГО ДВИГУНА**

Розроблена математична модель індукційно-динамічного двигуна з ферромагнітним осердям при не обмеженому руху електропровідного якоря. Проведено математичне моделювання процесів двигуна при

різних параметрах феромагнітного осердя та виявлено основні залежності силових, масово-габаритних, екологічних параметрів. Показано, що при певних геометричних розмірах використання осердя підвищує ефективність індукційно-динамічного двигуна на 20–25 %. Встановлені геометричні параметри осердя, при яких ефективність максимальна.

Bolukh V.F., Oleksenko S.V.

**CORE IMPACT ON THE PARAMETERS FEROMAGNETNOGO ELECTRIC PARAMETERS
INDUCTION-DYNAMIC ENGINE**

A mathematical model of induction-dynamic the motor with a ferromagnetic core with no restriction of movement of electro-conducting anchor. The mathematical modeling of the engine for different parameters of the ferromagnetic core and identified major dependence of power, weight and size, environmental parameters. It is shown that the use of the geometric dimensions of the core increases the efficiency of induction-dynamic engine of 20–25 %. Set geometric parameters of the core, at which efficiency is maximal.

УДК 669.184.288:669.5.004.82

Ульянов В.П., Булавин В.И., Ульянова И.В., Артамонов А.П.

ЭКОНОМИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА КОМПЛЕКСНОЙ ПЕРЕРАБОТКИ ЖЕЛЕЗОСОДЕРЖАЩИХ ПЫЛЕЙ И ШЛАМОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ ПЕРЕДЕЛОВ С ПОЛУЧЕНИЕМ МЕТАЛЛИЗОВАННЫХ ОКАТЫШЕЙ

Введение. На Магнитогорском металлургическом комбинате (ОАО «ММК», Россия) в водогазоочистных системах доменного, сталеплавильного и прокатного производств ежегодно (текущий выход) образуется свыше 600 тыс. т железосодержащих пылей и шламов (ЖПШ). Кроме того, в гидрозолопородотвалах и шламохранилищах накоплено, соответственно, более 2 млн. т конвертерных и доменных и более 5 тыс. т маргеновских шламов.

Оценка указанных ЖПШ, как вторичного железосодержащего сырья показала, что массовая доля железа в них составляет от 40 до 72 %, что свидетельствует об их высокой ценности как металлургического сырья. С целью снижения затрат на складирование, удовлетворения требований по защите окружающей среды, а также замены дефицитных и дорогостоящих железорудного сырья и металлолома целесообразно вовлечение ЖПШ в полном объеме (текущие и накопленные) в сферу ресурсопотребления комбината.

Наличие в основной массе ЖПШ вредных примесей (в основном, цинк и свинец, – данные комбината по качественному и количественному составу ЖПШ) являются основной причиной, сложившейся в настоящее время на комбинате диспропорции между их образованием и утилизацией. Вовлечение ЖПШ в сферу металлургических переделов требует внедрения технологического процесса переработки их в кондиционные материалы с одновременным выделением примесей цветных металлов (цинк, свинец и другие) в продукт, пригодный для дальнейшего использования. Однако, извлечение цинка из ЖПШ сталеплавильного и до 70 % ЖПШ доменного производств для предприятий черной металлургии является проблемой до настоящего времени, так как он присутствует в них в виде трудновосстанавливаемых соединений (ферритов, силикатов, сульфатов, сульфидов). В этой связи известные в отечественной и зарубежной практике гравитационные методы обесцинкования (извлечение оксида цинка) на стадии подготовки ЖПШ к утилизации неприемлемы. Использование же ЖПШ в агломерационном производстве без предварительного обесцинкования приводит к тому, что указанные выше соединения цинка полностью переходят в агломерат, блокируя его способность к восстановлению, вследствие чего при доменной плавке он опускается в нижние горизонты печи недовосстановленным. Последствия такого явления общеизвестны: увеличение расхода кокса на прямое восстановление железа и цинка, образование железистых шлаков, похолодание низа печи.

С учетом необходимости ускоренного решения проблемы утилизации некондиционных ЖПШ нами разработана, испытана в опытных условиях ОАО «НЛМК» новая эффективная технология переработки различных видов железосодержащих отходов водогазоочисток [1,2]. Преимуществами технологии по сравнению с вышеперечисленными, являются: обеспечение возможности извлечения цинка, присутствующего в виде трудновосстанавливаемых соединений, и других вредных примесей (свинец, натрий и калий, хлор, сера, фосфор); использование в качестве вспомогательных материалов отходов других производств комбината (жидкие нефтесодержащие отходы, отходы производства извести и доломита, отходы КХП), а также типового оборудования, опыт применения и эксплуатации которого имеется на комбинате. Технология предусматривает получение металлизированного продукта, пригодного для использования в сталеплавильном или доменном производствах (металлизированные окатыши) или агломерационном производстве (железосодержащий восстановленный порошок). В основу технологии положен принцип: получение сырьевой смеси с высокой степенью однородности, ее окомкование и термообработка. Основные компоненты – железосодержащие пыли и шламы; вспомогательные – пылевидные отходы обжига доломита, отходы производства извести, маслоотходы прокатного производства, общезаводские отработанные нефтепродукты, отходы КХП. Нефтепродукты, входящие в состав маслокалиносодержащих отходов, и общезаводские отработанные нефтепродукты обеспечивают возможность замены традиционного твердого восстановителя (кокс, уголь) при одновременном увеличении степени обесцинкования и металлизации, а также окомкования сырьевой смеси.

Термическую обработку сырьевой смеси производят во вращающейся печи, обеспечивающей противоточную обработку сырьевой смеси продуктами сжигания топлива в циклонной печи и отсос отходящих газов.

С учетом опыта применения разработанной технологии на ОАО «НЛМК» (Россия) и «МК им. Ильича» (Украина) нами выбран оптимальный вариант утилизации ЖПШ на ОАО «ММК» – переработка их в металлизированный продукт с использованием вышеописанной технологии и на её основе разработано

технологическое задание (ТЛЗ) [3] для выполнения проектной организацией рабочего проекта и проектно-сметной документации на строительные-монтажные работы установки подготовки и комплексной переработки некондиционных железосодержащих пылей и шламов.

При разработке технологического задания проведены исследования, в результате которых определены оптимальные параметры основных стадий процесса комплексной переработки некоторых типов некондиционных ЖПШ доменного, сталеплавильного и прокатного производств, произведен выбор оборудования для технологической схемы переработки.

Необходимость внедрения разработанной технологии переработки ЖПШ очень важно оценить с точки зрения экономической целесообразности и, прежде всего, с оценки эффективности вложения инвестиций и расчета экономического эффекта от внедрения новой техники.

Изложение основного материала. В настоящей работе дана ориентировочная оценка эффективности вложения инвестиций и приведен расчет экономического эффекта от внедрения новой технологии.

Основным условием выгодного вложения капитала (инвестиций) в создание установки и развитие производства переработки не утилизируемых ЖПШ является эффективность его вложения.

Реальные инвестиции – это вложение средств в создание новой системы переработки и утилизации ЖПШ; наращивание ее производственной мощности на основе новой технологии переработки; освоение продуктов переработки (металлизированные окатыши) как товарной продукции; расходы на экологию. При оценке экономической эффективности инвестиций учитываются не только прямые затраты, включающими капитальные вложения в основные фонды установки переработки и оплату труда обслуживающего персонала, но и косвенные затраты, связанные с затратами на экологическую безопасность, повышение квалификации и подготовки кадров, увеличение инновационного технического уровня продукции, повышение доли наукоемкости ее и применяемой технологии переработки.

Вложение инвестиций в переработку железосодержащих пылей и шламов основных металлургических переделов имеет огромное значение для будущего положения предприятия. С их помощью осуществляется возможность расширенного воспроизводства основных средств как производственного, так и непроизводственного характера, укрепляется материально-техническая база. Это позволит комбинату увеличить объем производства основной продукции (чугун, сталь), прибыли, улучшить условия труда и быта работников комбината.

Одним из основных показателей при анализе реальных инвестиций являются приобретение основных средств и строительные-монтажные работы установки переработки ЖПШ, обеспечение трудовыми и материальными ресурсами, учет индекса цен, процентной ставки за кредит и величины налога на недвижимость. Расчет и оценку эффективности таких инвестиций необходимо предусматривать при разработке проектной организацией рабочего проекта и проектно-сметной документации на строительные-монтажные работы.

В данной работе дана ориентировочная оценка эффективности вложения инвестиций на внедрение технологии комплексной переработки ЖПШ. Оценка выполнена в соответствии с существующими методиками [4]. Для оценки эффективности вложения инвестиций использовали следующую систему показателей: срок окупаемости инвестиций; индекс рентабельности; индекс доходности инвестиций и точка безубыточности.

Критерий целесообразности реализации инвестиций устанавливается длительностью срока окупаемости – для черной металлургии он равняется 6 годам. Срок окупаемости инвестиций – это тот период времени, за который доходы от реализации продуктов ЖПШ покрывают единовременные затраты на создание установки переработки (капитальные и предпроизводственные затраты). Для его расчета использовали формулу:

$$T = K/P_{\text{ч}} + A \leq T_{\text{эо}}, \quad (1)$$

где T – срок окупаемости инвестиций, лет; K – полная сумма на реализацию вложенных инвестиций (капитальные и производственные затраты), руб.; $P_{\text{ч}}$ – чистые поступления (чистая прибыль) в первый год реализации вложенных инвестиций при равномерном поступлении доходов за весь срок окупаемости, руб.; A – амортизационные отчисления на полное восстановление основных средств в расчета на год реализации инвестиций при равномерном поступлении доходов за весь срок окупаемости, руб.; $T_{\text{эо}}$ – экономически обоснованный срок окупаемости, равный 6 годам.

Чистую прибыль определяли по формуле: $P_{\text{ч}} = \Pi \cdot (1 - N)$, где Π – общая денежная масса (прибыль) от реализации металлургических окатышей, как товарного продукта, в первый год реализации инвестиций. Для массы получаемых металлургических окатышей 356663 т/год (реализация их по цене 3180 руб/ т металлургических окатышей ОАО «ОЭМК») она составляет 1134188340 руб/год.

Н – норматив налога на прибыль в долях единицы (в РФ он составляет 0,3).

Ориентировочные капитальные вложения на внедрение установки переработки ЖПШ составляют 243068000 руб., в том числе стоимость оборудования (затраты на изготовление нестандартного оборудования и его поставки, комплектацию покупным оборудованием и средствами КИП и А) 158433560 руб. (на оборудование подготовки шихтовых материалов и получения металлизированных окатышей, соответственно, 28130210 и 130303350 руб.); затраты на строительные-монтажные (в том числе шефмонтаж) 78034440 руб.; затраты на пуско-наладочные работы 2400000 руб. Затраты на предпроизводственные работы ТЛЗ, рабочий проект, чертежи нестандартного оборудования, проект системы автоматического управления технологическим процессом) 4200000 руб.

Оценка стоимости оборудования выполнена после консультации с ОАО «Машзавод «ПРОГРЕСС» (Украина).

Реальные капитальные затраты будут оценены проектной организацией (Магнитогорским ГИПРОМЕЗом) при разработке рабочего проекта и проектно-сметной документации на строительные-монтажные работы на основании разработанного нами ТЛЗ.

В дальнейших расчетах показателей принимается срок окупаемости 1 год.

Оценивая эффективность инвестиций, надо принимать во внимание не только срок их окупаемости, но и доход на вложенный капитал, т.е. учитывать следующие показатели: индекс доходности инвестиций (ИД), индекс доходности затрат использования инвестиций (ИДЗ), уровень (точка) безубыточности (ТБ).

При расчете указанных показателей, прежде всего, необходимо определить показатель финансовой реализуемости вложения инвестиций (ФРИ) и потребность в дополнительном финансировании (ПФ) создания установки переработки ЖПШ.

Показатель финансовой реализуемости инвестиций

$$\text{ФРИ} = \text{Д} - \text{К} - \text{ПК} \geq 0, \quad (2)$$

где Д – сумма чистой прибыли (П_ч) и амортизации (А), при условии, что шаг расчета равен 1 году (т.к. в данной работе неизвестны нормативные значения), руб.; ПК – налог на прибыль, руб. (для условий ММК налог на прибыль составляет 24 % от общей денежной массы прибыли).

Отсюда

$$\text{ФРИ} = (\text{Пч} + \text{А}) - \text{К} - \text{ПК}.$$

Потребность в дополнительном финансировании не требуется, так как расчет показал, что ПФ = - 573226098 руб.

Индекс доходности инвестиций (ИД) определяли соотношением суммы чистой прибыли и амортизации и суммы инвестиционных (капитальных) затрат, исходя из заданного условия (для данной работы), что шаг расчета равен одному году использования инвестиций

$$\text{ИД} = \text{Д}/\text{К} = (\text{Пч} + \text{А})/\text{К}. \quad (3)$$

Расчетные значения срока окупаемости и индекса доходности инвестиций судят о высокой эффективности, а, следовательно, о целесообразности и оправданности вложения инвестиций в создаваемую установку. Однако, оценить реальную эффективность вложения инвестиций возможно лишь по сравнению с нормативными значениями показателей, т.е. в процессе эксплуатации установки.

Индекс доходности затрат (ИДЗ) отражает отношение суммы накапливаемых притоков денежных средств к сумме накапливаемых денежных оттоков. В данной работе расчет этого показателя отнесен к одному году, из условия, что срок окупаемости равен 1 году. Таким образом,

$$\text{ИДЗ} = \text{РП}/(\text{С} + \text{К}), \quad (4)$$

где РП – стоимость реализованной металлизированной продукции весь период использования инвестиций, т.е. 1 год (т.к. срок окупаемости равен 1 году) руб., С – сумма эксплуатационных затрат (текущих издержек) за весь период использования инвестиций, включая налог на прибыль, руб.

Значение этого показателя показывает, что значительная часть оттоков денежных средств, вызванных инвестиционной деятельностью, возникает на нулевом шаге, т.е. при затратах на создание установки. Другая часть накапливаемых оттоков денежных средств, включающая себестоимость продукции и налоги из прибыли, равномерно возрастает при эксплуатации установки. Это видно при анализе соотношения между показателями ИДЗ, сроком окупаемости и чистым доходом.

Вторым методом расчета ожидаемой экономической эффективности вложения инвестиций является определение точки безубыточности функционирования комбината (с использованием установки переработки ЖПШ), характеризующая уровень доходности работы комбината, его прибыльность и величину синергии (политического эффекта от увеличения темпов роста объема производства и реализации металлизированной продукции. Величина точки безубыточности, выраженная в натуральном изменении, рассчитывается по формуле

$$T_b = Z_p \cdot M / C, \quad (5)$$

где Z_p – постоянные затраты на единицу продукции (себестоимость), руб.; M – масса производимой и реализуемой металлизированной продукции, т/год; C – цена единицы массы металлизированной продукции, руб/т.

Расчет показывает, что при производстве 356663 т/год металлизированной продукции уровень безубыточности наступит после реализации 17920,6 т продукции. Экономический смысл уровня безубыточности состоит в том, что он характеризует тот минимальный объем дохода комбината по переработке и утилизации ЖПШ, ниже которого установка будет работать убыточно, вследствие высокого уровня постоянных расходов.

Для характеристики эффективности инвестиционных вложений очень важен относительный показатель – индекс рентабельности (JR), который рассчитывали по формуле

$$JR = F/N, \quad (6)$$

где F – ожидаемая сумма дохода в течение срока окупаемости (1 год), руб., N – ожидаемая сумма начальный инвестиций (кап. затраты), руб.

Величина коэффициента рентабельности (JR) характеризует уровень отдачи инвестиций на вложенный капитал: вложение инвестиций считается эффективным, если его рентабельность превышает 1 (в данном случае $JR = 4,67 > 1$).

Расчет годового (ожидаемого) экономического эффекта от внедрения предложенной технологии (в виде ТЛЗ) переработки ЖПШ, обеспечивающей получение товарной продукции, – металлизированных окатышей на ММК выполнен двумя способами:

1. Путем сравнения с базовым вариантом – планируемым (действующей технологии получения металлизированной продукции на комбинате нет) на комбинате внедрением технологии получения металлизированного продукта в камерной печи с вращающимся подом фирмы «СМС ДЕМАГ».

2. Путем замены приобретаемых (покупных) металлизированных окатышей металлизированной продукцией, получаемой в результате внедрения предложенной технологии.

По первому способу расчет производился по формуле

$$\Delta_1 = (Z_1 - Z_2) \cdot A_2 = [(C_1 + E_n \cdot y_1) - (C_2 + E_n \cdot y_2)] \cdot A_2, \quad (7)$$

где Z_1 и Z_2 – приведенные затраты на единицу производимой металлизированной продукции, соответственно, по базовым технологиям;

$$Z_1 = C_1 + E_n \cdot y_1; \quad Z_2 = C_2 + E_n \cdot y_2, \quad (8)$$

где C_1 и C_2 – производственная себестоимость единицы продукции, соответственно, по базовой и предложенной технологиям; y_1 – удельные капитальные затраты по базовому варианту:

$$y_1 = K_1/A_1, \quad (9)$$

где K_1 – капитальные затраты (в том числе предпроизводственные); A_1 – количество получаемой металлизированной продукции в год по базовому варианту; y_2 – удельные капитальные затраты по предложенной технологии:

$$y_2 = K_2/A_{12}, \quad (10)$$

где K_2 – капитальные затраты (в том числе предпроизводственные); A_2 – количество получаемой металлизированной продукции в год по предлагаемой технологии; E_n – нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений, равный 0,15.

По второму способу расчет производился по формуле

$$\Xi_2 = \Pi - E_n \cdot K_2, \Pi = Ц - C_2 \cdot A_2, \quad (11)$$

где Π – планируемая прибыль от реализации новой продукции (металлизированных окатышей) по истечению срока окупаемости (1 год); $Ц$ – оптовая цена (без налога с оборота).

Расчет годового (ожидаемого) экономического эффекта производился в соответствии с методикой, приведенной в [5].

При определении годового фактического экономического эффекта внедрения предложенной технологии необходимо учитывать данные отчетных калькуляций и сводного учета затрат, отражающих реально сложившиеся затраты и объемы производства металлизированной продукции.

Выводы. Оценка эффективности вложения инвестиций и расчет эффекта показали положительную тенденцию внедрения новой технологии переработки железосодержащих отходов ОАО «ММК» с получением металлизированных окатышей.

Литература

1. А.с. СССР № 1610197. Способ переработки цинксодержащих отходов металлургического производства/ В.П. Ульянов, А.С. Смирнов, В.Я. Дмитриев и др. / Открытия. Изобретения. 1990. № 44.
2. Ульянов В.П., Булавин В.И., Дмитриев В.Я. и др. Переработка некондиционных железосодержащих пылей и шламов металлургических переделов // Сталь, 2002. – № 12. – С. 69–75.
3. Патент Российской Федерации № 2404271. Способ переработки некондиционных железо- и цинксодержащих отходов металлургического производства / Патентообладатель ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат»/ № 2009107657/02; заявлено 03.03.2009; опубл. 20.10.2010. Бюл. № 32.
4. Крылов Э.И., Власова В.М., Журавкова И.В. Анализ эффективности инвестиционной и инновационной деятельности предприятия. – М.: Финансы и статистика. –2003. – 608 с.
5. Методика (основные положения) определения экономической эффективности использования в народном хозяйстве новой техники, изобретений и рационализаторских предложений. – М.: ВНИИПИ, 1986. – 56 с.

Bibliography (transliterated)

1. A.s. SSSR # 1610197. Sposob pererabotki cinksoderzhashhih othodov metallurgicheskogo proizvodstva V.P. Ul'janov, A.S. Smirnov, V.Ja. Dmitriev i dr. Otkrytija. Izobretenija. 1990. # 44.
2. Ul'janov V.P., Bulavin V.I., Dmitriev V.Ja. i dr. Pererabotka nekondicionnyh zhelezosoderzhashhih pylej i shlamov metallurgicheskikh peredelov Stal', 2002. – # 12. – p. 69–75.
3. Patent Rossijskoj Federacii # 2404271. Sposob pererabotki nekondicionnyh zhelezo- i cin-ksoderzhashhih othodov metallurgicheskogo proizvodstva Patentoobladatel' ОАО «Magnitogorskij metallurgicheskij kombinat»/ # 2009107657/02; zajavleno 03.03.2009; opubl. 20.10.2010. Bjul. # 32.
4. Krylov Je.I., Vlasova V.M., Zhuravkova I.V. Analiz jeffektivnosti investicionnoj i innovaci-onnoj dejatel'nosti predprijatija. – М.: Finansy i statistika. –2003. – 608 p.
5. Metodika (osnovnye polozhenija) opredelenija jekonomicheskoy jeffektivnosti ispol'zovanija v na-rodnom hozjajstve novej tehniki, izobretenij i racionalizatorskih predlozhenij. – М.: VNIPI, 1986. – 56 p.

УДК 669.184.288:669.5.004.82

Ульянов В.П., Булавин В.И., Ульянова И.В., Артамонов А.П.

ЕКОНОМІЧНА ОЦІНКА ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ КОМПЛЕКСНОЇ ПЕРЕРОБКИ ЗАЛІЗОВІСНОГО ПИЛУ І ШЛАМІВ МЕТАЛУРГІЙНИХ ПЕРЕДІЛІВ ІЗ ЗДОБУТТЯМ МЕТАЛІЗОВАНИХ ОКАТИШЕЙ

Розроблено та випробувано нову технологію переробки різних видів відходів газоочисток металургійних комбінатів, що містять залізо. Дана технологія передбачає: а) одержання цільового продукту (металізованих окатишів); б) добування з відходів цинку та свинцю; в) використання відходів інших виробництв металургійних комбінатів. Оцінка ефективності вкладення інвестицій та розрахунок економічного

ефекту показали позитивну тенденцію впровадження нової технології переробки залізовмісних відходів з одержанням металізованих окатишів.

Ul'yanov V.P., Bulavin V.I., Ul'yanova I.V., Artamonov A.P.

ECONOMIC EVALUATION OF TECHNOLOGICAL PROCESS OF COMPLEX PROCESSING OF DUSTS AND SHLAMS OF METALLURGICAL REDISTRIBUTIONS WITH RECEIPT OF PREREDUCED PELLETS

The new technology for various kinds processing of a ferruginous waste of water gas purifying of metallurgical combines is developed and tested. The yielded technology provides: main product reception (prereduced pellets) extraction a zinc and lead from waste; recovery of other productions of metallurgical combines. The estimation of efficiency of an investment of investments and economic benefit calculation had shown the positive tendency of introduction of new technology of processing of a ferruginous waste with reception prereduced pellets.

НЕЧІТКА СИСТЕМА КЕРУВАННЯ РЕЖИМОМ ПУСКУ ПРОЦЕСУ ЕКСТРУЗІЇ ПОЛІМЕРІВ

Вступ. Сьогодні не потрібно доводити доцільність існування полімерної продукції. Немає жодної сфери діяльності людини, де б ця продукція не використовувалась. Одним із основних технологічних процесів виробництва полімерної продукції є екструзія. Повний цикл екструзії полімерів можна чітко розділити на 4 стадії:

1. Підготовка – розігрів екструдера (апарата, у якому проводиться процес екструзії) до заданого теплового режиму;
2. Пуск – перехід від стану, коли продукція не виробляється, до стану виробництва продукції із заданими якісними і кількісними характеристиками;
3. Режим нормальної експлуатації;
4. Зупинка процесу.

Підвищення загальної ефективності процесу екструзії полімерів пов'язане з забезпеченням ефективної роботи екструдерів на кожній із названих вище стадій. У даній роботі розглядається питання ефективності роботи однієї з них – пуску процесу екструзії.

Незважаючи на наявність фундаментальних досліджень процесу екструзії (достатньо послатися на літературу [1–6]), режиму пуску екструдерів фактично не приділялося серйозної уваги. Хоча цей режим є режимом непродуктивної витрати сировини та енергоресурсів, і значить, безпосередньо негативно впливає на показники ресурсо- та енергоефективності виробництва.

До теперішнього часу проведення пуску процесу екструзії залишається «мистецтвом оператора» [7] який, базуючись на власному досвіді та розумінні процесу, виконує функції багатовимірної системи керування. Тому підвищення ефективності пуску процесу екструзії пов'язано із створенням відповідної автоматичної системи керування.

Постановка задачі. Задача керування пуском процесу екструзії може бути сформульована наступним чином: досягти заданого технологічного режиму нормальної експлуатації найшвидшим чином. Завдяки цьому будуть збережені сировина, енергоресурси, а також виробничий час.

Поставлена задача є достатньо складною, тому що процес екструзії є багатопараметричним, причому саме на стадії пуску його параметри змінюються найбільш інтенсивно. Кількість параметрів, які потребують врахування їх змін у процесі пуску фактично перевищують кількість параметрів, які контролюються у режимі нормальної експлуатації екструдерів (у певному розумінні режим нормальної експлуатації можна розглядати як частковий випадок режиму пуску). Технологічні ситуації, які мають місце під час пуску, фактично не повторюються, що не дозволяє створити програмну систему керування [8]. Фактично неможливо побудувати і математичну модель цього процесу [8].

У зв'язку з цим вбачається доцільним застосування нечітких систем керування, які будуються на знаннях експертів [9–11]. Ця ідея знайшла своє відображення у декількох попередніх дослідженнях, проведених для процесу екструзії харчових продуктів.

У роботі [12] показана можливість використання нечіткої системи для пуску двочерв'ячного екструдера. Для запобігання блокування роботи екструдера під час пуску автори запропонували алгоритм, який базується на обернено – пропорційній залежності між швидкістю обертання шнеку і моментом на валу його приводу. Ця ж ідея використана і у роботах [13,14]. Їх автори пропонують змінювати швидкість обертання шнека певним чином для запобігання перевищення максимального допустимого моменту на валу приводу.

Фактично такий самий алгоритм застосований і у праці [12] за винятком того, що замість детермінованої зміни обертів шнека використовується нечітка логіка.

Згадані вище праці підтверджують доцільність і можливість застосування нечітких систем керування режимом пуску процесу екструзії.

У зв'язку з цим задачею даного дослідження є розробка нечіткої системи керування режимом пуску процесу екструзії у виробництві полімерних матеріалів, а також дослідження ефективності такої системи.

Структура нечіткої системи керування. Як згадувалось вище, задачею режиму пуску процесу екструзії є досягнення заданого технологічного режиму (режиму нормальної експлуатації) у найкоротший термін. Для екструзії полімерів це означає, що включається привід шнеку і швидкість обертання останнього збільшується у процесі пуску з початкового значення n_0 до заданого максимального N . При цьому

потрібно запобігти блокуванню шнеку, що може відбутись при занадто стрімкому нарощуванні швидкості його обертання.

Структурна схема нечіткої системи керування режимом пуску процесу екструзії полімерів показана на рис. 1.

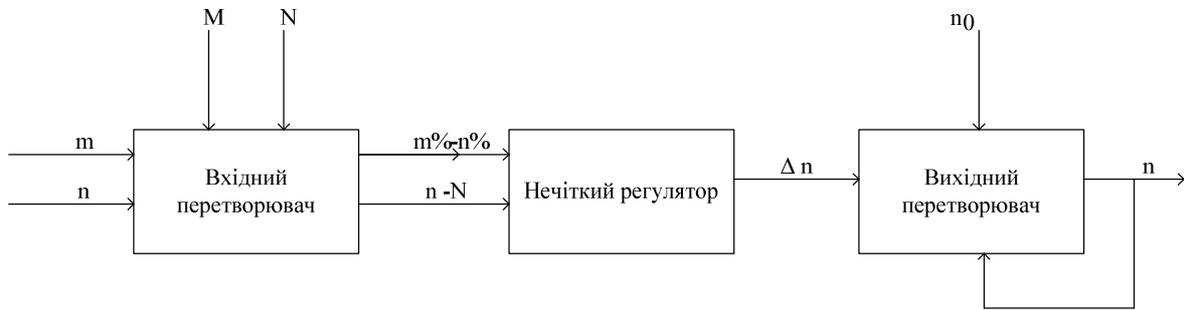


Рисунок 1 – Структурна схема нечіткої системи керування режимом пуску процесу екструзії полімерів

У даній системі для запобігання блокуванню шнеку використана обернено – пропорційна залежність між швидкістю його обертання n і моментом на його валу m . На вхід системи керування подаються поточні значення моменту m та швидкості обертання n . Вхідний перетворювач розраховує відносні значення $m\%$ і $n\%$, що являють собою відношення поточних значень m і n до відповідних максимальних M і N , які задаються технологом. Крім того, вхідний перетворювач розраховує різницю $n-N$ між поточною швидкістю обертання шнеку і її потрібним максимальним значенням. Величини $m\%-n\%$ та $n-N$ є вхідними для нечіткого регулятора. У даному дослідженні використаний нечіткий регулятор Такагі–Сугено [9,11,15–17], виходом якого є величина Δn , на яку потрібно змінити швидкість обертання шнеку n , тобто:

$$n(k)=n(k-1)+\Delta n(k),$$

де k – дискретний час.

Процес керування режимом пуску закінчується при досягненні заданої швидкості обертання шнеку N . При цьому потрібно пересвідчитися, що тиск p у головці екструдера дорівнює заданому значенню P . Якщо $p-P \neq 0$, то потрібно відповідним чином змінити N і тоді знову включається у роботу система керування режимом пуску.

Синтез нечіткого регулятора. Структурна схема нечіткого регулятора режиму пуску процесу екструзії полімерів зображена на рис. 2.

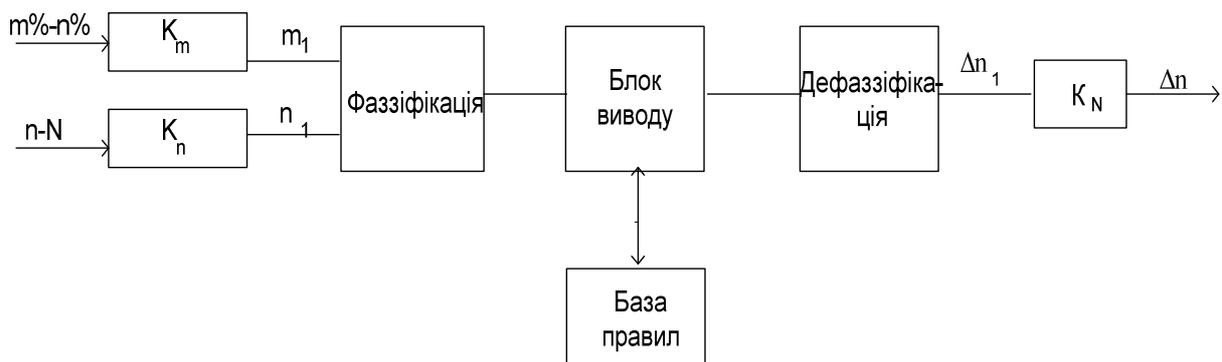


Рисунок 2 – Структурна схема нечіткого регулятора режиму пуску процесу полімерної екструзії

Вхідні змінні $m\%-n\%$ та $n-N$ за допомогою масштабних перетворювачів (відповідно K_m та K_n) набувають стандартного діапазону $[-1;1]$ у змінних m_1 та n_1 які, у свою чергу, у блоці фаззифікації перетворюються у лінгвістичні змінні. Функції належності останніх зображені на рис. 3. і мають наступні значення:

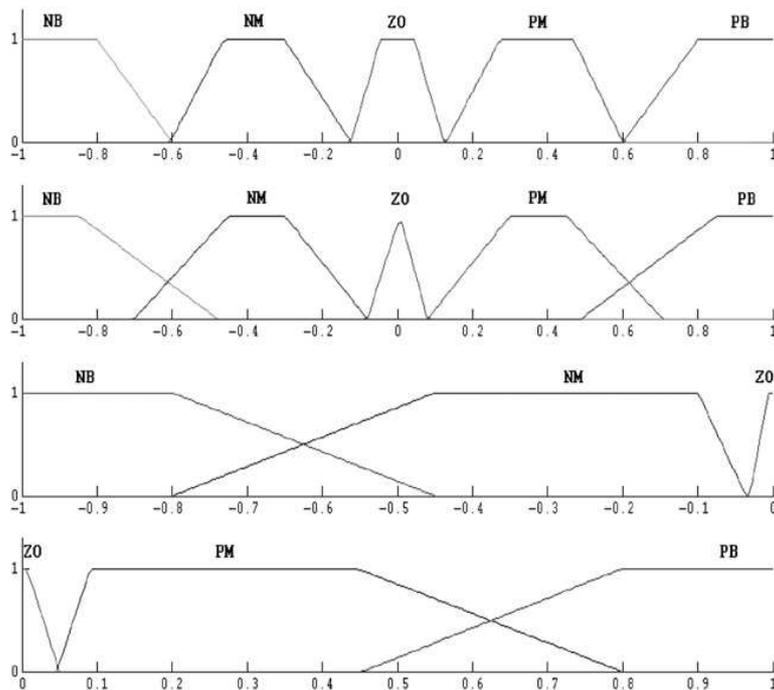


Рисунок 3 – Функції належності лінгвістичних змінних

NB: від’ємне велике; NM: від’ємне середнє; NS: від’ємне мале; ZO: нульове; PS: додатне мале; PM: додатне середнє; PB: додатне велике. Як відомо [15–17] існує багато видів функцій належності, але у даному дослідженні використовуються функції належності трикутної та трапеційдальної форми завдяки їх простоті. У проектуванні системи та використанні функцій належності у даному дослідженні отримані за алгоритмом, наведеним у [17]. База правил містить нечіткі правила наступного виду:

$$(R_i) \text{ якщо } m_1 \in A_{1i} \text{ та } n_1 \in A_{2i}, \text{ то } \Delta n_{1i} = B_i,$$

де R_i ($i=1,2,\dots,L$) – i – те нечітке правило; L – кількість правил у базі; A_{1i} та A_{2i} – терми лінгвістичних змінних; Δn_{1i} – вихідна змінна; B_i – її чисельне значення. Значення вихідної змінної згідно методу Такаґі – Сугено розраховується як зважене середнє.

Вхідні та вихідні змінні нечіткого регулятора мають різну фізичну природу і перетворюються за допомогою масштабних коефіцієнтів K_m, K_n до K_N до стандартних величин, які змінюються у діапазоні $[-1,1]$, у якому і визначаються всі функції належності. Вибір масштабних коефіцієнтів впливає на чутливість системи керування по відношенню до відповідної змінної.

У даному дослідженні розглядалися тільки дві сукупності значень масштабних коефіцієнтів (див. табл. 1), причому змінним був тільки коефіцієнт K_m .

Таблиця 1

№ випадку	K_{m1}	K_{n1}	$N1$	K_{m2}	$n2$	$N2$	$m3$	$n3$	$N3$
Випадок №1	0.0384	0.035	0	0.0250	0.044	2	0.0280	0.055	2.54
Випадок №2	0.0417	0.035	0	0.0340	0.044	2	0.0280	0.055	2.54

Результати дослідження. Для дослідження ефективного функціонування системи керування пуском процесу екструзії полімерів потрібно скрупульозно сформувати базу правил та правильно підібрати масштабні коефіцієнти. Неправильний вибір правил у базі та помилкові значення масштабних коефіцієнтів можуть призвести до нестійкої роботи системи керування.

Дослідження проводились на екструдері SJ-90 з діаметром шнеку 90 мм., відношенням довжини до діаметру 30:1, потужністю електродвигуна 37 кВт.

Результати проведеного дослідження графічно представлені на рис. 4 та 5 і свідчать про відсутність нестабільностей у запропонованій системі керування.

Дані результати отримані для різних сукупностей масштабних коефіцієнтів (табл. 1).

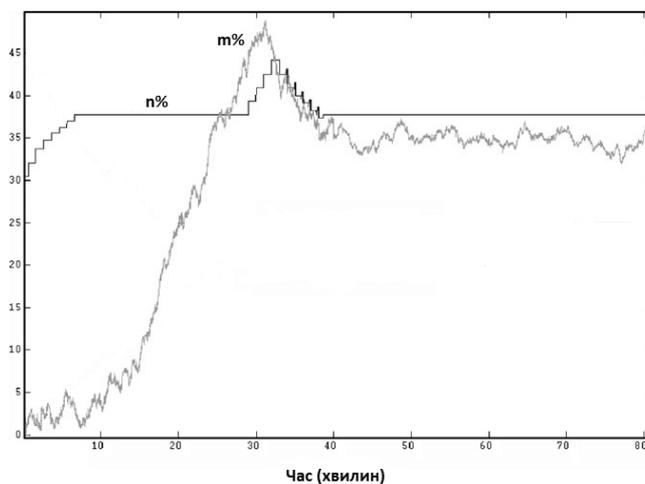


Рисунок 4 – Динаміка змінних процесу у режимі пуску (випадок №1)

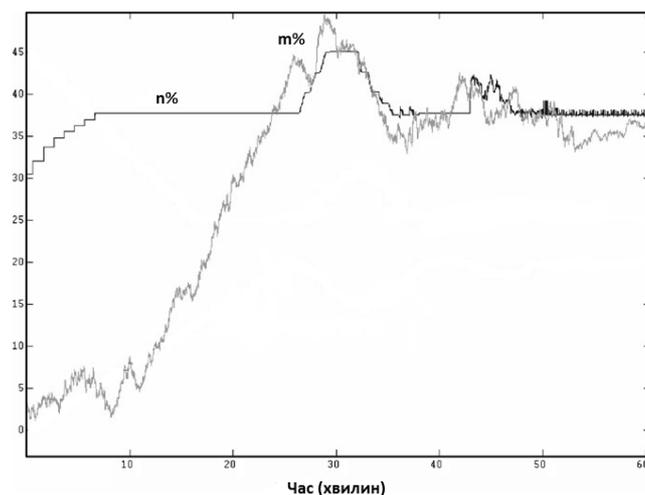


Рисунок 5 – Динаміка змінних процесу у режимі пуску (випадок №2)

Для першої комбінації параметрів (випадок 1) результати дослідження показують, що задана швидкість обертання шнеку (37 %) досягається за приблизно 40 хвилин без будь-якого блокування. При цьому $n\%$ трошки перевищує $m\%$.

Для другої комбінації параметрів (випадок 2) задана швидкість обертання шнеку досягається пізніше, через приблизно 50 хвилин, а значення $n\%$ і $m\%$ більш наближені одне до одного.

Висновки. У даній роботі запропонована нечітка система керування режимом пуску процесу екструзії полімерів. Дана система забезпечує найшвидший перехід до режиму нормальної експлуатації, що дозволяє зберегти сировинні матеріали та зменшити енергоспоживання.

Результати проведеного дослідження свідчать про ефективність запропонованої системи керування.

У той же час деякі важливі питання залишилися нерозглянутими. До них можна віднести питання вибору виду і оптимальних параметрів функцій належності, формування бази нечітких правил, вибір значень масштабних коефіцієнтів. Для розв'язання цих задач вбачається за доцільне скористатися генетичними алгоритмами та дослідити можливість і ефективність застосування нейро-фаззі систем. Ці питання і повинні стати предметом подальших досліджень.

Література

1. Ким В. С. Теория и практика экструзии полимеров. – М.: Химия, Колос С, 2005. – 568 с.

2. Мікульонок І.О. Обладнання і процеси переробки термопластичних матеріалів з використанням вторинної сировини / І.О. Мікульонок. – К.:НТУУ «КПІ», 2009. – 264 с.
3. Раувендаль К. Экструзия полимеров. – СПб.: Профессия, 2006. – 768 с.
4. Торнер Р.В. Теоретические основы переработки полимеров. М.: Химия, 1977. – 464 с.
5. Радченко Л.Б. Переробка термопластів методом екструзії. – К.: ІЗМН, 1999. – 220 с.
6. Tadmor Z., Gogos C. G. Principles of Polymer Processing. – Wiley – Interscience, 2006. – 961p.
7. Труфанова Н.М., Щербинин А.Т., Янков В.И. Плавление полимеров в экструдерах. – Изд-во: Ник «Регулярная и хаотическая динамика», Ин-т компьютерных исследований, 2009. – 332 с.
8. Popescu, O., Popescu, D.C., Wilder, J., Karwe, M.V. A new approach to modeling and control of a food extrusion process using neural networks and expert system. – Journal of Food Process Engineering. – 2001, 24(1), pp. 17–36.
9. Гостев В.И. Нечеткие регуляторы в системах автоматического управления. – К.: «Радиоамотор», 2008. – 972 с.
10. Методы робастного, нейрон-нечеткого и адаптивного управления / Под ред. Н.Д. Егупова. – М.: Изд-во МТТУ им. Н. Э.Баумана, 2002. – 744 с.
11. Ямпольський Л.С. Системи штучного інтелекту в плануванні, моделюванні та управлінні / Л.С. Ямпольський, Б.П. Ткач, О.І. Лисовиченко. – К.: ДП Вид. дім «Персонал», 2011. – 544 с.
12. Le, S.J., Hong, C.G., Han, T.S., Kang, J.Y., Kwon, Y.A. Application of fuzzy control to start-up of twin screw extruder. – Food Control, 2002, 13, pp. 301–306.
13. Ferdinand, J. M., Holly, M.L., Prescott, E.H.A., Richmond, P. Smith, A.C. (1988). Monitoring and optimization of the extrusion cooking process. In M. Renard & J. J. Bimbenet (Eds.), Automatic control and optimization of food process (pp. 519–530). London: Elsevier Applied Science.
14. Ferdinand, J. M., Holly, M. L., Prescott, E. H. A., & Smith, A. C. (1989). Monitoring and control of the extrusion cooking process. In R. W. Field & J. A. Howell (Eds.), Process engineering in the food industry: development and opportunities (pp. 77–93). London: Elsevier Applied Science.
15. Гнучкі комп'ютерно-інтегровані системи: планування, моделювання, верифікація та управління / Л.С. Ямпольський, П.П. Мельничук, К.Б. Остапченко, О.І. Лисовиченко. – Житомир: ЖДГУ, 2010. – 786 с.
16. Штовба С. Д. Проектирование нечетких систем средствами MATLAB. – М. – Горячая линия – Телеком, 2007. – 288 с.
17. Рутковская Д., Пилинский М., Рутковский Л. Нейронные сети, генетические алгоритмы и нечеткие системы. – М.: Горячая линия – Телеком, 2006. – 452 с.

Bibliography (transliterated)

1. Kim V. S. Teorija i praktika jekstruzii polimerov. – М.: Himija, Kolos S, 2005. – 568 p.
2. Mikul'onok I.O. Obladnannja i procesi pererobki termoplastichnih materialiv z vikoristannjam vtorinnoi sirovini I.O. Mikul'onok. – К.:NTUU «КПИ», 2009. – 264 p.
3. Rauvendal' K. Jekstruzija polimerov. – SPb.: Professija, 2006. – 768 p.
4. Torner R.V. Teoreticheskie osnovy pererabotki polimerov. М.: Himija, 1977. – 464 p.
5. Radchenko L.B. Pererobka termoplastiv metodom ekstruzii. – К.: IZMN, 1999. – 220 p.
6. Tadmor Z., Gogos C. G. Principles of Polymer Processing. – Wiley – Interscience, 2006. – 961p.
7. Trufanova N.M., Shherbinin A.T., Jankov V.I. Plavlenie polimerov v jekstruderah. – Izd-vo: Nik «Reguljarnaja i haoticheskaja dinamika», In-t komp'juternyh issledovanij, 2009. – 332 p.
8. Popescu, O., Popescu, D.C., Wilder, J., Karwe, M.V. A new approach to modeling and control of a food extrusion process using neural networks and expert system. – Journal of Food Process Engineering. – 2001, 24(1), pp. 17–36.
9. Gostev V.I. Nechetkie reguljatory v sistemah avtomaticheskogo upravlenija. – К.: «Radioamotor», 2008. – 972 p.
10. Metody robastnogo, nejron-nechetkogo i adaptivnogo upravlenija Pod red. N.D. Egupova. – М.: Izd-vo MTTU im. N. Je.Baumana, 2002. – 744 p.
11. Jampol'skij L.S. Sistemi shtuchnogo intelektu v planuvanni, modeljuvanni ta upravlinni L.S. Jampol'skij, B.P. Tkach, O.I. Lisovichenko. – К.: DP Vid. dim «Personal», 2011. – 544 p.
12. Le, S.J., Hong, C.G., Han, T.S., Kang, J.Y., Kwon, Y.A. Application of fuzzy control to start-up of twin screw extruder. – Food Control, 2002, 13, pp. 301–306.
13. Ferdinand, J. M., Holly, M.L., Prescott, E.H.A., Richmond, P. Smith, A.C. (1988). Monitoring and optimization of the extrusion cooking process. In M. Renard & J. J. Bimbenet (Eds.), Automatic control and optimization of food process (pp. 519–530). London: Elsevier Applied Science.

14. Ferdinand, J. M., Holly, M. L., Prescott, E. H. A., & Smith, A. C. (1989). Monitoring and control of the extrusion cooking process. In R. W. Field & J. A. Howell (Eds.), *Process engineering in the food industry: development and opportunities* (pp. 77–93). London: Elsevier Applied Science.

15. Gnuchki komp'juterno-integrovani sistemi: planuvannja, modeljuvannja, verifikacija ta upravlinnja L.S. Jampol's'kij, P.P. Mel'nichuk, K.B. Ostapchenko, O.I. Lisovichenko. – Zhitomir: ZhDTU, 2010. – 786 p.

16. Shtovba S. D. Proektirovanie nechetkih sistem sredstvami MATLAB. – M. – Gorjachaja linija – Telekom, 2007. – 288 p.

17. Rutkovskaja D., Pilinskij M., Rutkovskij L. Nejronnye seti, geneticheskie algoritmy i nechetkie sistemy. – M.: Gorjachaja linija – Telekom, 2006. – 452 p.

УДК 681.51

Жученко А.А.

НЕЧЕТКАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМОМ ПУСКА ПРОЦЕССА ЭКСТРУЗИИ ПОЛИМЕРОВ

В данной статье предложена нечеткая система управления, которая позволит улучшить показатели режима пуска червячного экструдера при переработке полимерных материалов.

Предложенная структура системы управления состоит из нечеткого регулятора Такаги-Сугено, который контролирует скорость вращения шнека экструдера для быстрого и безаварийного проведения режима пуска. Эффективность предложенной системы была продемонстрировано экспериментальным путем.

Zhuchenko O.A.

FUZZY CONTROL SYSTEM FOR START-UP PHASE OF POLYMERIC EXTRUSION

In this paper, a fuzzy control system is proposed to improve the start-up procedure of a polymeric extrusion process generally based on the principle of the inverse relation between the screw speed and the torque.

The proposed control structure consists of Takagi–Sugeno (TS) fuzzy controller, which monitor the screw speed, such as the start-up is performed quickly and without screw blockage. Efficiency of developed fuzzy control system was carried out through experiments.

УДК 629.7.036.22

Загребельная Л.И., Кобец Е.В., Часовский А.С.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ РЕАКТИВНЫХ ГОРЕЛОК
ДЛЯ РАЗМОРАЖИВАНИЯ СМЕРЗШИХСЯ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ**

Для решения проблемы смерзания транспортируемых сыпучих материалов в зимний период времени на железнодорожном транспорте проводится большой комплекс исследовательских работ. Однако имеющиеся способы борьбы со смерзанием грузов и зачисткой вагонов не всегда эффективны и дешевы, что вызывает необходимость поиска новых способов – использования реактивных горелок для огневого оттаивания смерзшихся сыпучих грузов.

Рабочим органом инструмента является высокотемпературная сверхзвуковая струя, которая практически не находится в контакте со смерзшимся материалом на стенках и днище вагона.

Реактивная горелка должна работать в широком диапазоне изменения температуры и скорости истечения газа ввиду того, что необходимо вести размораживание различных типов сыпучих грузов (уголь, гравий, железная руда, гранулированный шлак, песок и другие материалы), глубина промерзания которых 200–300 мм [1].

Для определения термодинамических свойств газовой струи и параметров газа в камере сгорания, необходимых для расчета геометрических размеров и выбора оптимальных режимов работы реактивной горелки, нужно сделать термодинамический расчет процессов в реактивной горелке, работающей на газообразном топливе и сжатом воздухе [2].

Рассматриваемый ниже метод рекомендуется для термодинамического расчета параметров газа реактивных горелок (рис. 1), работающих на воздухе и топливе, содержащем углерод, водород, серу, кислород и азот.

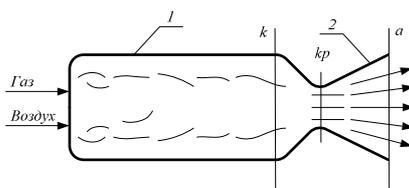


Рисунок 1 – Принципиальная схема реактивной горелки:
1 – камера сгорания; 2 – реактивное сопло; k, kp, a – характерные сечения

Пользуясь зависимостью для определения числа атомов элемента в условной формуле вещества

$$x = \sum_{(i)} r_i x_i ,$$

где r_i – объемная доля i -го вещества; x_i – число атомов данного элемента в i -м веществе, получим условные формулы горючего $C_{c_r} H_{h_r} S_{s_r} O_{o_r} N_{n_r}$ и воздуха $O_{o_o} N_{n_o}$.

Число атомов соответствующих элементов в условной формуле топлива $C_{c_r} H_{h_r} S_{s_r} O_{o_r} N_{n_r}$ определяем из равенств:

$$\begin{aligned} c_T &= c_r, \quad h_T = h_r, \\ o_T &= o_r + \alpha_T \nu_o o_o, \\ s_T &= s_r, \\ n_T &= n_r + \alpha_T \nu_o n_o, \end{aligned}$$

где α_T – коэффициент избытка воздуха; ν_o – теоретически необходимое количество воздуха, кг моль воздуха / кг моль топлива, определяемое из равенства

$$\nu_o = \frac{2c_r + \frac{h_r}{2} + 2s_r}{o_o} .$$

Проведенные нами исследования показали, что температура сгорания T_k газообразных веществ в атмосфере сжатого воздуха в камере сгорания горелки при стехиометрическом соотношении топливных компонентов не превышает 2300–2400 К. При таких значениях температуры степень диссоциации продуктов сгорания невелика и ею можно пренебречь. В этом случае в состав продуктов сгорания помимо основных продуктов CO_2 , H_2O , SO_2 и N_2 при недостатке воздуха ($\alpha_T < 1$) входят продукты реакции водяного газа CO и H_2 , а при избытке воздуха ($\alpha_T > 1$) – свободный кислород O_2 . Это определяет некоторые особенности термодинамического расчета.

Термодинамический расчет при $\alpha_T < 1$.

Пользуясь законами химического равновесия, сохранения материи и энергии и законом Дальтона, получим систему уравнений:

а) уравнения для определения парциальных давлений газов, входящих в состав продуктов сгорания:

$$p_{\text{CO}} = c_T M_T - p_{\text{CO}_2}; \quad (1)$$

$$p_{\text{H}_2\text{O}} = M_T (o_T - c_T - 2s_T) p_{\text{CO}_2}; \quad (2)$$

$$p_{\text{H}_2} = M_T \left(\frac{H_T}{2} - o_T + 2s_T \right) + p_{\text{CO}_2}; \quad (3)$$

$$p_{\text{N}_2} = \frac{N_T}{2} M_T; \quad (4)$$

$$p_{\text{SO}_2} = s_T M_T; \quad (5)$$

$$p_{\text{CO}_2} = \frac{p_{\text{H}_2\text{O}} p_{\text{CO}}}{K_{2a} p_{\text{H}_2}}, \quad (6)$$

где K_{2a} – константа химического равновесия реакции водяного газа; M_T – число молей горючей смеси, при сгорании которого обеспечивается заданное давление в камере сгорания ($p_k = p_\Sigma$) или на срезе сопла ($p_a = p_\Sigma$), определяемое из равенства

$$M_T = \frac{2p_\Sigma}{2c_T + H_T + N_T + 2s_T}; \quad (7)$$

б) уравнение закона Дальтона

$$\sum_{i=1}^6 p_i = p_\Sigma; \quad (8)$$

в) уравнение постоянства энтальпии в камере сгорания перед соплом, ккал/кг·моль топлива:

$$H_{\mu_{\text{пр.ср}}(T_k p_k)} = \frac{\left[\sum_{i=1}^6 p_i H_{\mu_i} \right]_{(T_k p_k)}}{M_{T_k}} = H_{\mu_T}, \quad (9)$$

где H_{μ_i} – энтальпия i -го продукта сгорания; H_{μ_T} – энтальпия моля топлива $H_{\mu_T} = H_{\mu_f} + \alpha_T \nu_o H_{\mu_o}$, здесь H_{μ_f} и H_{μ_o} – энтальпия топлива и окислителя;

г) уравнение закона сохранения энергии для камеры и среза сопла

$$\left[\sum_{i=1}^6 p_i H_{\mu_i} \right]_{(T_k p_k)} = \left[\sum_{i=1}^6 p_i H_{\mu_i} \right]_{(T_a p_a)} + A \frac{W_a^2}{2g}, \quad (10)$$

где W_a – скорость истечения газа из сопла;

д) уравнение постоянства энтропии при расширении газа в сопле

$$\left[\frac{\sum_{i=1}^6 p_i \left(S_{O_i} - 4,571g \frac{p_i}{p_o} \right)}{M_{T_k}} \right]_{(T_k p_k)} = \left[\frac{\sum_{i=1}^6 p_i \left(S_{O_i} - 4,571g \frac{p_i}{p_o} \right)}{M_{T_a}} \right]_{(T_a p_a)} \quad (11)$$

В эту систему уравнений входят шесть парциальных давлений газов p_i , температура газа внутри камеры сгорания T_k и на срезе сопла T_a , число молей смеси газов M_T и скорость истечения газов из сопла W_a .

Определение параметров газа в камере сгорания. Из равенства (7) находим число молей смеси газов M_{T_k} .

Задаемся тремя значениями температуры T_1, T_2, T_3 , в интервале которых должна находиться искомая температура T_k . Для этих температур находим значения констант химического равновесия реакции водяного газа и, пользуясь равенствами (1)–(6), определяем парциальные давления газов.

Определяем полную энтальпию продуктов сгорания из равенства (9) и строим вспомогательный график $H_{\mu_{\text{пр.ср}}(T_k p_k)} = f(T)$.

В силу равенства (9) по графику рис. 2 а определяем искомую температуру T_k и по ней из равенств (1)–(6) находим истинные парциальные давления газов p_{i_k} .

Расчет считается окончанным, если выдерживается равенство (8).

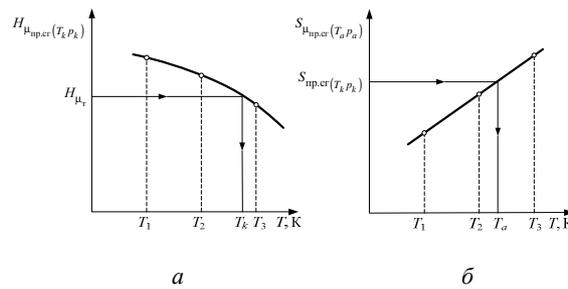


Рисунок 2 – Графики для определения температур T_k и T_a :
а – температура в камере сгорания T_k ; б – температура на срезе сопла T_a

Определение параметров газа на срезе сопла. Поскольку состав газа в сопле не меняется, парциальные давления газов на срезе сопла определяем из условия

$$p_{i_a} = p_{i_k} \frac{p_a}{p_k}, \quad (12)$$

где p_k и p_a – заданное давление в камере сгорания и на срезе сопла; p_{i_k} – истинное парциальное давление i -го газа в камере сгорания.

Аналогичная закономерность сохраняется и при определении числа молей топлива

$$M_{T_a} = M_{T_k} \frac{p_a}{p_k}. \quad (13)$$

Задаемся тремя значениями температур газа на срезе сопла T , в интервале которых должна находиться искомая температура. По заданным температурам определяем энтропию продуктов сгорания, относенную к молю топлива:

$$S_{\text{пр.ср}}(T_a p_a) = \frac{\sum_{i=1}^n p_i \left(S_{O_i} - 4,571g \frac{p_i}{p_a} \right)}{M_{T_a}} = f(T). \quad (14)$$

По этим данным строим график $S_{\text{пр.сг}}(T_a, p_a) = f(T)$ (рис. 2б) и с помощью его из условия (11) находим искомую температуру T_a .

Скорость истечения газа из сопла определяем из условия (10).

При $\alpha_T \leq 1$ система расчетных уравнений состоит из уравнений (8)–(14) и уравнений для определения парциальных давлений газов, входящих в состав продуктов сгорания:

$$p_{\text{CO}_2} = c_T M_T; \quad (15)$$

$$p_{\text{H}_2\text{O}} = \frac{H_T}{2} M_T; \quad (16)$$

$$p_{\text{O}_2} = \left(\frac{O_T}{2} - c_T - \frac{H_T}{4} - s_T \right) M_T; \quad (17)$$

$$p_{\text{N}_2} = \frac{H_T}{2} M_T; \quad (18)$$

$$p_{\text{SO}_2} = s_T M_T, \quad (19)$$

где

$$M_T = \frac{4p_\Sigma}{2O_T + H_T + 2N_T}. \quad (20)$$

Схема решения здесь аналогична случаю $\alpha_T < 1$. Исключение состоит в том, что число молей смеси газов M_T определяется из уравнения (20), парциальные давления газов – из равенств (15)–(19). Пункт «б» схемы расчета при определении параметров газа в камере сгорания исключается.

Выводы. Максимальное значение температуры сгорания, а также температуры и скорости газа на срезе сопла соответствуют значению коэффициента избытка окислителя $\alpha_T = 1$. Отклонение коэффициента избытка окислителя от значения $\alpha_T = 1$ ведет к снижению параметров газа и увеличению относительного расхода топлива. Повышение давления в камере сгорания приводит к увеличению скорости истечения и снижению температуры газа на выходе из сопла.

Литература

1. Zagrebelnaj L.I. Reactive burner as power source in the technological processes of hard rock dislocation / L.I. Zagrebelnaj // Annals of University of Petrosani-Romania. Mechanical Engineering. – 2002. – vol 1.
2. Загребельна Л.І. Джерело енергії для руйнування мінеральних середовищ / Л.І. Загребельна, О.В. Кобець // «Інтегровані технології та збереження». – 2011. – №1. – С. 10–13.

Bibliography (transliterated)

1. Zagrebelnaj L.I. Reactive burner as power source in the technological processes of hard rock dislocation L.I. Zagrebelnaj Annals of University of Petrosani-Romania. Mechanical Engineering. – 2002. – vol 1.
2. Zagrebel'na L.I. Dzherelo energii dlja rujnuvannja mineral'nih seredovishh L.I. Zagrebel'na, O.V. Kobec' «Integrovani tehnologii ta zberezhenja». – 2011. – #1. – p. 10–13.

УДК 629.7.036.22

Загребельна Л.І., Кобець О.В., Часовський О.С.

ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТІ ВИКОРИСТАННЯ РЕАКТИВНИХ ПАЛЬНИКІВ ДЛЯ РОЗМОРОЖУВАННЯ СМЕРЗШИХСЯ СИПКИХ МАТЕРІАЛІВ

Розглядається використання реактивного пальника для проблеми зачистки вагонів залізничного транспорту від смерзшихся вантажів.

Zagrebelnaj L.I., Kobets E.V., Chasovski A.S.

**THE POSSIBILITY RESEARCH OF USING REACTIVE BURNERS
TO CLEAN GRANULAR MATERIALS IS CONSIDERED**

The use of reactive burners for cleaning of railway wagons from frozen cargo is considered.

УДК 546.78

Резніченко В.В., Бутенко А.М., Резніченко Г.М., Лобойко В.О., Юрченко Г.О.

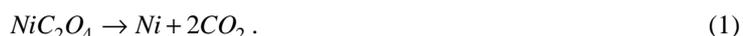
КІНЕТИЧНІ ПАРАМЕТРИ РЕАКЦІЇ ОДЕРЖАННЯ МЕТАЛІЧНОГО НІКЕЛЮ З ЙОГО ОКСАЛАТУ

Вступ. Комплексна переробка вторинних сировинних ресурсів, які містять нікель та інші неорганічні сполуки, в тому числі і вольфрам, на сьогоднішній день являє собою досить перспективний шлях отримання деяких стратегічних металів. Тому розділення на компоненти відходів на основі вольфраму та інших сполук, наприклад, що знаходяться у вигляді відпрацьованих виробів із сплаву ВНЖ-90, дають змогу одержати вольфрам, нікель та залізо.

Постановка задачі досліджень. Нікель є достатньо дорогим і розповсюдженим металом для виготовлення різноманітних сплавів, що використовується у таких галузях господарства як металургійна, хімічна тощо. Його можна отримати, наприклад, у разі застосування технології комплексної переробки вторинної вольфрамвмісної сировини, за допомогою якої одержують не тільки основний компонент – вольфрам, а також і нікель, вміст останнього у випадку сплаву ВНЖ-90 складає $\approx 7\%$ мас.

Одержанню нікелю передують стадії кислотного вилучення невольфрамвмісних компонентів, хімічне розділення нікелю та заліза, що містить сплав ВНЖ, з кислого розчину їх сполук шляхом осадження останнього з наступним відокремленням отриманого осаду, і, нарешті, осадження нікелю у вигляді нікол (II) оксалату.

Безпосереднє отримання нікелю відбувається шляхом термічного розкладання NiC_2O_4 в інертній атмосфері у відповідності до рівняння реакції



Він являє собою два пов'язаних між собою процеси, перший із яких можна представити рівнянням (2)



а другий – рівнянням (3)



Термодинамічні розрахунки імовірності перебігу реакцій (2) та (3) зведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Значення термодинамічних параметрів реакцій (2) та (3) за температури $T = 673\text{ K}$

Тип реакції	Значення термодинамічних параметрів		
	ΔH_{298}^0 , кДж	ΔS_{298}^0 , Дж/К	ΔG_T^0 , кДж
(2)	+119,5	+317,0	-94,3
(3)	-43,5	+8,0	-44,0
Сумарна (1)	+76,0	+325,0	-138,3

Аналіз проведених розрахунків показує, що за $T = 673\text{ K}$ перебіг реакції (2), (3), а отже і сумарної реакції (1) є термодинамічно імовірним. Дані табл. 1 вказують також і на те, що сумарний процес повинен перебігати із поглинанням енергії.

Експериментальні дослідження. Визначення кінетичних параметрів процесу, температури, часу його проведення тощо, являє собою необхідну складову, яку треба дослідити у рамках створення маловідходної технології переробки вторинної вольфрамвмісної сировини.

Для встановлення кінетичних параметрів реакції термічного розкладання нікол (II) оксалату нами використовувались дані дериватографічного аналізу, зокрема криві ДТА. Експеримент здійснювали в неізо-термічних умовах. Математичні розрахунки проводили з використанням початкового диференційного рівняння [1]

$$d\alpha / d\tau = k(T) \cdot f(\alpha_i) , \tag{4}$$

де $d\alpha/d\tau$ – швидкість реакції (1); $f(\alpha_i)$ – функція ступеня конверсії; $k(T)$ – константа швидкості у відповідності з рівнянням Арреніуса; α_i – ступінь завершення реакції до моменту часу τ_i .

Отримати найбільш точні значення уявної енергії активації (E_a) і предекспоненційного множника (A) можливо у разі використання відповідного кінетичного рівняння. В першу чергу для розрахунку вибирали функцію ступеня конверсії для простих реакцій [2]

$$f(\alpha_i) = (1 - \alpha_i)^n, \quad (5)$$

де n – порядок реакції.

Для неізотермічного експерименту, який проходить за постійної швидкості нагріву $\beta = dT/d\tau = const$, рівняння (4) (використовуючи рівняння (5)) можна представити в наступному вигляді

$$d\alpha/dT = \frac{A}{\beta} \exp(-E/RT) \cdot f(1 - \alpha_i)^n, \quad (6)$$

де β – швидкість нагріву; E – уявна енергія активації процесу; R – універсальна газова стала; T – температура.

Для розрахунків кінетичних параметрів реакції шляхом логарифмування та перегрупування рівняння (4) приймає наступний вигляд

$$\ln \alpha_i' - n \ln(1 - \alpha_i) = \ln \frac{A}{\beta} - \frac{E}{RT} = \ln k(T). \quad (7)$$

Кінетичний аналіз зводиться до отримання лінійної залежності логарифмічної функції лівої частини рівняння (7) від зворотної температури шляхом підбору порядку реакції.

Перевірку розрахованих кінетичних параметрів здійснювали за допомогою основного аналітичного рівняння, що отримується шляхом інтегрування рівняння (4) з подальшим перетворенням його у вигляд неізотермічного експерименту [1]

$$g(\alpha_i) = \frac{ART_i^2}{\beta E} \exp(-E/RT_i), \quad (8)$$

де $g(\alpha_i)$ – інтегральна форма кінетичного рівняння.

$$g(\alpha_i) = -\ln(1 - \alpha_i) \text{ для } n = 1, \\ g(\alpha_i) = (1 - n)^{-1} \left(1 - (1 - \alpha_i)^{1-n} \right) \text{ для } n \neq 1.$$

На рис. 1 представлені теплові ефекти реакції термічного розкладання нікол (II) оксалату за умов проведення дериватографічного аналізу.

Ступень завершеності реакції (рис. 2) розраховували за формулою

$$\alpha_i = \frac{\partial q_i}{\partial T_i} \cdot \frac{1}{\Delta Q}, \quad (9)$$

де ∂q_i – кількість теплоти, яке виділилося за T_i

На рис. 3 представлена лінійна залежність реакції (1) в рамках рівняння (6). Експериментальні дані найбільш оптимально спрямляються в лінійну залежність для всіх швидкостей нагріву за $n = 1$. Розраховані значення E_a , і A представлені в табл. 2. Теоретичні кінетичні криві ступеня завершення реакції для цих параметрів зображені суцільними лініями на рис. 2, які обчислювали за допомогою рівняння (8).

Теоретичні криві, які побудовані за допомогою єдиних кінетичних параметрів (табл. 2) для різних швидкостей нагріву і найбільш оптимально співпадають з експериментальними даними представленими на рис. 4.

Аналіз отриманих даних свідчить, що з єдиними значеннями енергії активації та предекспоненційного множника для різних швидкостей нагріву залежність ступеня завершення реакції термічного розкладання нікол (II) оксалату спостерігається збіжність з розрахованими даними, які були отримані з експеримента-

льно встановлених, але у разі швидкості нагріву 2,5 град/хв відбувається деяке відхилення кінетичних кривих однієї від іншої. Це, напевно, можна пояснити значенням теплопровідності нікол (II) оксалату коли за умов його повільного нагрівання також відбувається і повільне утворення продукту реакції.

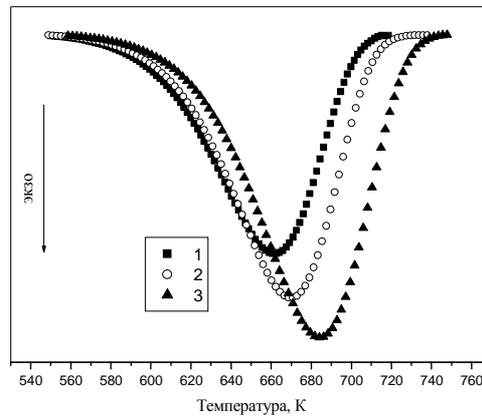


Рисунок 1 – Теплові ефекти реакції термічного розкладання нікол (II) оксалату за різних швидкостей нагріву: 1 – 2,5; 2 – 5; 3 – 10 К/хв

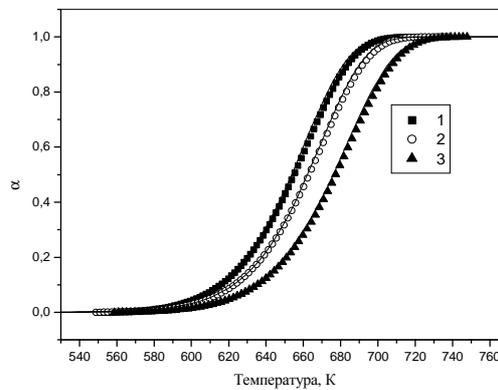


Рисунок 2 – Залежність ступеня завершення реакції термічного розкладання нікол (II) оксалату для різних швидкостей нагріву: 1 – 2,5; 2 – 5; 3 – 10 К/хв

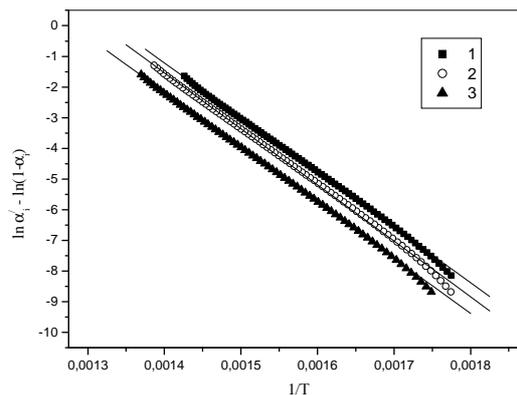


Рисунок 3 – Залежність $\ln \alpha_i / (1 - \alpha_i)$ від $1/T$ за різних швидкостей нагріву: 1 – 2,5; 2 – 5; 3 – 10 К/хв

Досить високе значення енергії активації можна пояснити тим, що спочатку перебігає процес (2), що підтверджується термодинамічними розрахунками, адже, виходячи з ізобарно-ізотермічного потенціалу, реакція (2) більш ніж в два рази імовірніша за реакцію (3), і тільки після цього починає перебігати реакція (3), що в сумі і приводить к такому значенню E_a за першого порядку, тому що останній являє собою лише відображення сумарної реакції (1).

Висновок. Отже, в результаті проведених досліджень термічного розкладання нікол (II) оксалату з одночасним отриманням металічного нікелю за різних швидкостей нагріву встановлено, що процес пере-

бігає за першим порядком із значенням предекспоненційного множника $A = 1,36 \cdot 10^8 \text{ с}^{-1}$ та величиною уявної енергії активації $E_a = 141,8 \text{ кДж/моль}$, що дозволяє рівняння Арреніуса щодо реакції термічного відновлення нікелю представити у вигляді

$$k = 1,36 \cdot 10^8 \cdot e^{\frac{-1,418 \cdot 10^5}{RT}} \quad (10)$$

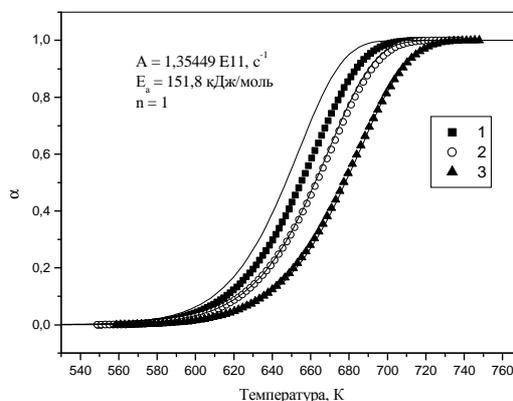


Рисунок 4 – Залежність ступеня завершення реакції з єдиними значеннями E_a та A за різних швидкостей нагріву: 1 – 2,5; 2 – 5; 3 – 10 К/хв

Таблиця 2 – Кінетичні параметри реакції процесу термічного розкладання нікол (II) оксалату

$\beta, \text{K} / \text{хв}$	$E_a, \text{кДж/моль}$	$A, \text{сек}^{-1}$	R , коефіцієнт кореляції	n
2,5	138,9	$5,75 \cdot 10^7$	0,9996	1
5	141,8	$1,36 \cdot 10^8$	0,99943	1
10	140,0	$1,07 \cdot 10^8$	0,99968	1

Література

1. Берштейн В.А. Дифференциальная сканирующая калориметрия в физикохимии полимеров / В.А. Берштейн, В.М. Егоров. – Л.: Химия. – 1990. – 256 с.
2. Крамаренко В.Ю. Кинетическая модель неизотермической тримеризации гексаметилендиизоцианата в присутствии каталитической системы эпоксид-третичный амин / В.Ю. Крамаренко // Украинский химический журнал. – 2007. – Т. 73, №11. – С. 58–63.

Bibliography (transliterated)

1. Bershtejn V.A. Differencial'naja skanirujushhaja kalorimetrija v fizikohimii polimerov V.A. Bershtejn, V.M. Egorov. – L.: Himija. – 1990. – 256 p.
2. Kramarenko V.Ju. Kineticheskaja model' neizotermicheskoj trimerizacii geksametilendiizociana-ta v prisutstvii kataliticheskoi sistemy jepoksid-tretichnyj amin V.Ju. Kramarenko Ukrainskij himicheskij zhurnal. – 2007. – Т. 73, #11. – p. 58–63.

УДК 546.78

Резниченко В.В., Бутенко А.Н., Резниченко А.М., Лобойко В.А., Юрченко А.А.

КИНЕТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ РЕАКЦИИ ПОЛУЧЕНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКОГО НИКЕЛЯ ИЗ ЕГО ОКСАЛАТА

В статье приведены результаты исследований степени разложения оксалата никеля в зависимости от времени проведения процесса. Определены термодинамические параметры получения металлического никеля путем термического восстановления NiC_2O_4 в инертной атмосфере, рассчитаны значения предэкспоненциального множителя и кажущейся энергии активации.

Reznichenko V.V., Butenko A.N., Reznichenko A.M., Loboyko V.O., Yurchenko A.A.

KINETIC PARAMETERS OF THE METAL NICKEL PRODUCTION REACTION FROM ITS OXALATE

The article contains results of the research of degree of nickel oxalate decomposition subject to process's duration. The thermodynamic parameters of metal nickel production by thermal reduction NiC_2O_4 in an inert atmosphere were defined. Values of pre-exponential multiplier and apparent activating energy were estimated.

УДК 665.117.2.03

Мазур Е.В., Тимченко В.К.

ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ МАТЕРИАЛА НА ПРОЦЕСС ЭКСТРАКЦИИ

Экстрагированием в системе твердое тело–жидкость называется извлечение одного или нескольких компонентов из сложного твердого вещества путем избирательной растворимости.

В основе процесса экстракции лежит способность растительных масел растворяться в органических растворителях.

Эффективность процесса экстракции в первую очередь зависит от структуры материала.

К основным характерным особенностям внутренней структуры материала, поступающего на экстракцию, относятся: наличие некоторого количества неразрушенных клеток, определенная пористость с различными по величине и форме порами, присутствие так называемых вторичных структур, образовавшихся в процессе подготовки материала к экстракции. Таким образом, внутри частиц экстрагируемого материала имеются, во-первых, свободные пространства в виде пор, при заполнении которых растворителем в них будет протекать процесс молекулярной диффузии жидкости в жидкости и, во-вторых, пространства, заполненные маслом и отгороженные либо неразрушенной клеточной мембраной, либо вторичной перегородкой [1].

Структура пористых тел характеризуется формой пор, их направленностью, взаимным расположением и взаимным соединением.

По взаимному расположению пор или элементов тела различают упорядоченные (регулярные) структуры, когда поры ориентированы определенным образом по отношению к поверхности тела и одна к другой и неупорядоченные, нерегулярные, когда расположение пор хаотическое.

Наиболее благоприятным для экстракции расположением пор является случай, когда поры открыты с обеих сторон и перпендикулярны к наружной поверхности частицы. В этом случае молекулы масла, находящиеся или попавшие в поры в результате диффузии через клеточные мембраны и вторичные перегородки, должны будут пройти внутри частицы минимальный путь.

Молекулы масла передвигаются внутри пор, так же как и в большом объеме жидкости, в результате беспорядочного теплового движения и описывают случайную траекторию. При этом чем меньше эффективный диаметр пор и чем больше их искривленность, тем больше вероятность столкновения молекул диффундирующего вещества с внутренними стенками пор, тем, следовательно, в более сильной степени замедляется их продвижение к наружной поверхности экстрагируемой частицы.

И, наоборот, чем больше диаметр пор, чем они прямее, тем больше скорость диффузии масла внутри частиц.

Так как эффективность процесса экстракции определяется внутренней диффузией изнутри частицы материала к ее поверхности, то к факторам, определяющим скорость экстракции необходимо отнести главным образом такие, которые ускоряют молекулярную диффузию масла из частицы материала. Следовательно, для быстрого и полного извлечения масла необходимо при подготовке материала к экстракции перевести в свободное состояние максимальное количество масла путем разрушения клеточной структуры. Одновременно необходимо обеспечить хорошее проникновение растворителя между частицами и внутрь каждой частицы материала и обратную диффузию растворенного масла во внешний раствор.

Для этих целей следует стремиться к созданию оптимальной внешней и внутренней структуры материала, придавая ему структурно-механические свойства [1].

Структура экстрагируемых частиц (количество, характер и размер пор) существенно влияет на скорость и полноту извлечения масла.

Для получения высокопористого материала применяется процесс экструдирования при совмещении с процессом экспансии.

Подготовленное масляное сырье (сыпучий материал) через загрузочное отверстие поступает к шнеку пресса, который перемещает его вдоль корпуса.

Продукт внутри рабочей камеры движется по сложной траектории, при этом увеличивается степень сжатия.

При всестороннем сжатии под действием прилагаемого давления наблюдается два тесно связанных между собой процесса:

- отделение жидкой части – масла;
- соединение (сплавление) твердых частиц материала с образованием жмыха.

Соединение отдельных частиц маслячного материала в гранулу жмыха происходит следующим образом: в начальный период прессования отдельные частицы сближаются благодаря уменьшению промежутков между ними, затем вступают в непосредственное соприкосновение и давят друг на друга.

Это приводит к деформации отдельных частиц и их соединению в местах разрыва масляных пленок.

Наступает период, когда маслячный материал ведет себя не как сыпучее, а как целое пластичное тело.

Образовавшаяся масса перемещается шнеком к матрице и при определенном давлении выпрессовывается через ее отверстия.

Величина давления в значительной мере обусловлена геометрией отверстий матрицы и структурно-механическими свойствами маслячного материала.

После выхода продукта из отверстий матрицы в результате резкого перепада температуры и давления (между зоной высокого давления и зоной атмосферного давления) происходит мгновенное испарение внутренней влаги материала. Аккумулированная при сжатии в прессе энергия высвобождается со скоростью близкой к скорости звука, что приводит к образованию пористой структуры [2].

Доказано, что расширение продукта на выходе из отверстий матрицы непосредственно является следствием физических свойств воды [3].

При таких термических условиях (температура в форпрессе может достигать 200 °С) и под большим давлением вода находится в жидкой фазе.

Когда пластифицированный жмых выходит из фильеры и достигает атмосферного давления, вода из состояния перегретой жидкости мгновенно превращается в пар, выделяя значительное количество энергии.

Скорость истечения пара при этом можно оценить по соотношению:

$$V = \sqrt{2 \cdot (J(T_n)) - (J(T_e))},$$

где $J(T)$ – энтальпия, T_n – температура пара, T_e – температура воды.

Под действием давления пара происходит преобразование структуры жмыха: разрыв клеточной ткани, образование пор и развитой удельной поверхности.

Также на эффект экспансии наряду с водой оказывают влияние и конструктивные особенности фильеры.

Рассмотрим четыре варианта отверстий гранулирующего устройства.

Наихудшая пористость гранул будет получена на фильере (рис. 1а).

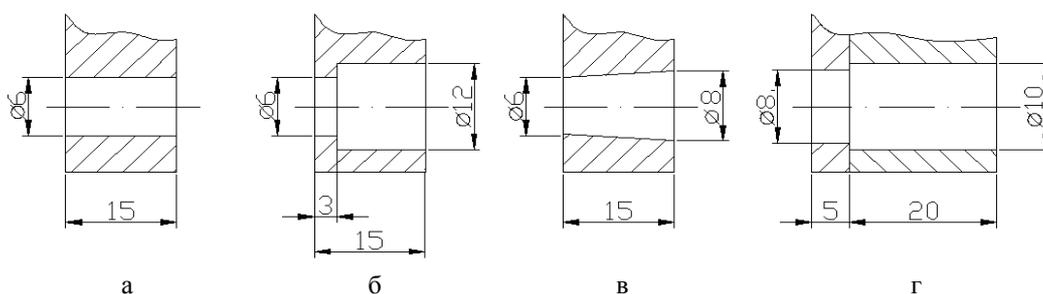


Рисунок 1 – Конструкции отверстий гранулирующего устройства

Благодаря длинному пути прохождения гранул через фильеру – 15 мм, отсутствует эффект экспансии (взрыва) клеточной структуры жмыха за счет вскипания влаги при перепадах давлений, а наблюдается только эффект экструзии (выдавливания), что приводит к получению более плотных гранул с меньшей пористостью.

Наилучшей пористостью будут обладать гранулы, прошедшие через фильеру (рисунок 1б).

Здесь происходит интенсивный взрыв жмыха за счет мгновенного испарения влаги находящейся внутри материала в момент резкого перепада температуры и давления (между зоной высокого давления и зоной атмосферного давления).

Это явление наблюдается из-за того, что длина пути прохождения через отверстия фильеры составляет всего 3 мм.

Конструкции фильер, изображенных на рисунке 1(в и г), не дают полного эффекта взрыва из-за малой разности диаметров отверстий на входе и выходе из матрицы.

Структурные свойства жмыха определялись следующими показателями: открытая пористость, кажущаяся плотность, удельная поверхность, эффективный поровый объем.

Для исследования брались образцы гранулированного жмыха, крупки и лепестка нескольких масло-экстракционных заводов. Полученные данные сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Показатели капиллярно-пористой структуры жмыха

Гранулированный жмых	Кажущаяся плотность, г/см ²	Открытая пористость, %	Удельная поверхность, м ² /г	Эффективный поровый объем, см ³
Гранула №1	0,770	43,51	1547,41	22,86
Гранула №2	0,788	42,53	1450,51	22,46
Гранула №3	0,795	41,86	1423,69	22,19
Лепесток	0,850	38,69	1243,40	18,25
Крупка №1	0,855	37,77	1197,65	17,64
Крупка №2	0,863	36,28	1124,70	16,63

Из таблицы видно, что пористость гранулированного жмыха выше пористости крупки и лепестка. С увеличением пористости жмыха увеличивается удельная поверхность, которая является также важным параметром, определяющим проницаемость – способность пористого материала пропускать через себя жидкость.

Характер и закономерность движения растворителя через слой экстрагируемого материала имеет большое значение при изучении процесса экстракции.

Суммарной характеристикой свойств слоя и протекающей жидкости является коэффициент фильтрации.

Проницаемость – более удобный показатель для характеристики свойств слоя, чем коэффициент фильтрации, во-первых, потому что она не зависит от свойств жидкости и этим самым выделяются свойства собственно слоя, во-вторых, проницаемость может быть применена при любом режиме движения жидкости, тогда как коэффициент фильтрации относится лишь к ламинарному режиму движения.

Таблица 2 – Фильтрационные свойства материала в зависимости от его пористости

Жмых	Открытая пористость, %	Удельная поверхность, м ² /г	Эффективный поровый объем, см ³	Коэффициент общей пористости слоя	Общий объем пор и промежутков, см ³	Проницаемость, см ²	Коэффициент фильтрации, см/сек.	Действительная скорость движения в поровых каналах, см/сек
Гранула №1	43,51	1547,41	22,86	0,688	100,53	0,026	0,056	0,081
Лепесток	38,69	1243,40	18,25	0,658	77,66	0,013	0,027	0,041
Крупка №1	36,28	1124,70	16,63	0,683	82,74	0,018	0,040	0,058

Аналізуючи дані таблиці 2 можна зробити висновок, що при збільшенні пористості і розмірів окремих частинок, що утворюють шар матеріалу, проникність шару, а також коефіцієнт фільтрації і фактична швидкість розчинника в порових каналах збільшуються.

Проникність крупки і лепестка нижче проникності гранул. Це пов'язано з тим, що:

- При отриманні лепестка слід прагнути до товщини 0,25–0,35 мм, щоб удільна поверхня контакту матеріалу з розчинником була максимальною. Однак встановлено, що при величині частинок менше 0,5 мм значно зменшується проникність їх шару. Такі частинки легко вимиваються потоком розчинника, в результаті чого збільшується величина осаду в мисцелі. Також при сучасних вимогах безпеки екстракційний цех повинен розташовуватися окремо стоячим приміщенням від пресового цеху з 15-ти метровою зоною строгого контролю. В зв'язі з цим при транспортуванні лепестка відбувається його часткове дроблення через його малу товщину, що призводить до значного зменшення проникності шару матеріалу при екстракції і відповідно збільшується залишкова масляність шроту.

- В процесі отримання крупки жмыху після пресування також відбувається дроблення, що призводить до утворення частинок різних розмірів з неминимізабельним утворенням мучнистої фракції, що ускладнює проникнення розчинника в шар матеріалу.

Для визначення впливу пористості і проникності на екстрагуємість жмыху, проводилась екстракція даних зразків гексановим розчинником. Екстракція проводилась при однакових умовах:

Температура розчинника.....	50 °С;
Температура жмыху.....	60 °С;
Час екстракції.....	90 мин;
Витрата розчинника на процес з урахуванням бензоемкості.....	625 мл;
Вага жмыху.....	100 гр.;
Кількість ступенів екстракції.....	8.

Впродовж всього експерименту підтримувалась постійна температура розчинника і жмыху. Отримані дані сведені в таблицю 3.

Таблиця 3 – Вплив структури матеріалу на повноту екстракції

Жмых	Відкрита пористість, %	Удільна поверхня, м ² /г	Проникність, см ²	Масляність, жмыху, %	Масляність шроту, %	Бензоемкість, %
Гранула №1	43,51	1547,41	0,026	20,9	1,68	25,13
Лепесток	38,69	1243,40	0,013	19,72	2,01	36,79
Крупка №1	36,28	1124,70	0,018	20,36	1,97	30,13

З таблиці видно, що інтенсивність процесу екстракції сильно залежить від структури і проникності екстрагуємого матеріалу графу 1, 4 і 6. Чим пористіше будова матеріалу, тим глибше розчинник проникає всередину пор, витягаючи тим самим масло з капілярів, розташованих не тільки на поверхні, але і в глибині частинки, а також при збільшенні проникності шару збільшується швидкість руху розчинника. В результаті чого різко знижується товщина дифузійного шару і зростає швидкість конвективної дифузії, що збільшує вихід масла і знижує залишкову масляність шроту.

Таким образом, подготовка жмыха к экстракции обеспечивает не только максимальное разрушение клеточной структуры, но и достаточную проницаемость для растворителя, причем влияние проницаемости для эффекта экстракции, тем больше, чем более развита удельная поверхность экстрагируемого материала. В связи с этим подготовка хорошо проницаемых для растворителя жмыхов может обеспечивать приготовление хорошо экстрагируемых, достаточно крупных структур с минимальным количеством мелких частиц.

Литература

1. Копейковский В.М. Технология производства растительных масел / В.М. Копейковский, С.И. Данильчук, Г.И. Гарбузова. – М.: Легкая и пищевая промышленность, 1982. – 416 с.
2. Остриков А.Н. Экструзия в пищевой технологии / А.Н. Остриков, О.В. Абрамов, А.С. Рудометкин. – С.-Пб.: ГИОРД, 2004. – 288 с.
3. Grebaut J. Cuisson – extrusion des produits cerealiers // Industries des cereales. – 1984. – № 28. – P. 7–12.

Bibliography (transliterated)

1. Kopejkovskij V.M. Tehnologija proizvodstva rastitel'nyh masel V.M. Kopejkovskij, S.I. Da-nil'chuk, G.I. Garbuzova. – M.: Legkaja i pishhevaja promyshlennost', 1982. – 416 p.
2. Ostrikov A.N. Jekstruzija v pishhevoj tehnologii A.N. Ostrikov, O.V. Abramov, A.S. Rudometkin. – S.-Pb.: GIORD, 2004. – 288 p.
3. Grebaut J. Cuisson – extrusion des produits cerealiers Industries des cereales. – 1984. – # 28. – R. 7–12.

УДК 665.117.2.03

Мазур О.В., Тимченко В.К.

ВПЛИВ СТРУКТУРИ МАТЕРІАЛУ НА ПРОЦЕС ЕКСТРАКЦІЇ

В статті наведені результати теоретичних і практичних досліджень що до впливу зовнішньої та внутрішньої структури олійного матеріалу на процес екстракції.

Mazur E., Timchenko V.

THE INFLUENCE OF MATERIAL'S STRUCTURE ON THE EXTRACTION PROCESS

The results of the theoretical and practical researches of the influence of internal and external structure of oil seed material on the extraction process are given in the article.

УДК 62-585.2

Соловьев В.М., Папакица В.В., Шепеленко Г.А., Воробьев М.И.

НОВЫЕ МЕТОДЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЛОПАТОЧНЫХ КОЛЕС ГИДРОТРАНСФОРМАТОРОВ**1. Введение**

На текущий момент наиболее крупными мировыми производителями гидротрансформаторов (далее ГТР) для автоматических коробок передач (далее АКП), являются следующие компании [1, 2]:

Allison (США, www.allisontransmission.com).

Производитель автоматических коробок передач для коммерческих автомобилей средней и высокой мощности мирового уровня. Компанией освоен выпуск автоматических коробок передач для легковых автомобилей, автобусов, грузовиков, машин военного и специального назначения и пр. Компания **Stewart&Stevenson** (США, www.stewartandstevenson.com) поставляет для компании Allison ГТР промышленного назначения. ГТР компании имеют высокие значения коэффициента трансформации на пусковом режиме: $K_0 = 2,71 \dots 3,98$ и используются в дорожно-строительных и грузовых машинах, железнодорожном транспорте и пр.

ZF Friedrichshafen AG (Германия, сокр. ZF – Zahnradfabrik, www.zf.com).

Один из ведущих производителей АКП для коммерческих автомобилей, колесных и гусеничных транспортных средств повышенной проходимости, в т.ч. военного назначения, морской, железнодорожной и авиационной промышленности мирового уровня.

Voith (Германия, www.voith.com).

Подразделение компании Voith, специализирующееся на разработке гидравлических машин – **Voith Turbo**, является одним из мировых лидеров в производстве АКП с ГТР для автобусов и железнодорожного транспорта. В качестве самостоятельных узлов ГТР компании Voith используются на промышленных электростанциях для пуска газовых турбин.

Twin-Disc (США, <http://www.twindisc.com>).

Компания занимается производством АКП с ГТР для нефтегазовой промышленности, пожарных (в т.ч. предназначенных для тушения самолетов), строительных и дорожных машин, транспортной техники специального назначения. В качестве самостоятельных узлов ГТРы компании TWIN-DISC применяются в качестве привода для грязевых насосов и лебедок.

Aisin Seiki (Япония, www.aisin.com).

Компания является одним из основных производителей трансмиссий для легковых автомобилей в мире, входит в группу компаний Toyota. Одно из подразделений компании – Aisin AW, является производителем АКП с ГТР. Подразделение Aisin AW, ранее известное как Aisin-Warner, было основано в 1969г. как совместное предприятие между Aisin Seiki и BorgWarner. Сотрудничество было прекращено в 1987г.

BorgWarner (США, www.borgwarner.com).

Компания, занимающаяся производством трансмиссионных компонентов. Подразделение компании - BorgWarner Drivetrain Group, разрабатывает автоматические коробки передач с ГТР.

Менее крупными производителями ГТР мирового масштаба являются компании Jatco, Valeo, LuK и др.

В России наиболее крупным производителем литых лопаточных колес для ГТР является производственное объединение **ЛитМашДеталь** (Россия, www.litmashdeta.ru). Компанией освоено производство более 70 типоразмеров лопаточных колес ГТР с активным диаметром от 340 до 520 мм. Потребителями продукции компании являются:

– в России: ОАО «Муроммашзавод» г. Муром, ОАО «Промтрактор» г. Чебоксары, ОАО «ЧТЗ» г. Челябинск, ООО «ЧТЗ-Уралтрак» г. Челябинск, ОАО «Курганмашзавод» и ОАО «СКБМ» г. Курган, ОАО «Кировский завод» г. Санкт-Петербург;

– в Белоруссии: РГУП «БЕЛАЗ» г. Жодино, РГУП «МЗКТ» г. Минск;

– другие предприятия.

В Украине до 1991 г. изготовителем АКП с собственным производством ГТР был Львовский автомобильный завод, в последствии разделенный на несколько предприятий, одно из которых – ОАО «ЛЗГМП» (Львовский завод гидромеханических передач), занималось выпуском АКП с ГТР вплоть до 2005 г. В конце 2005 г. предприятие прекратило деятельность. Главными потребителями АКП производства ЛЗГМП являлись украинские автотранспортные предприятия и Ликинский автобусный завод (ЛиАЗ), г. Ликино-Дулёво, Россия (<http://liaz.gaz.ru>).

2. Технологии изготовления лопаточных колес ГТР в серийном производстве.

Номенклатура лопаточных колес современных серийных ГТР, применяемых как в АКП, так и в качестве самостоятельных узлов, в своем большинстве изготавливается с использованием двух наиболее распространенных технологий:

1. **Штамповочная технология** – ГТРы со сборными штампованными насосным и турбинным колесами, с креплением лопаток отгибаемыми язычками (рис. 1). Насосное и турбинное колеса изготовлены из листового стального проката (за исключением детали чаши насосного колеса, которая получается с использованием метода горячей штамповки). Колесо реактора изготовлено из алюминиевого сплава методом литья под низким давлением. ГТРы предназначены для использования в приводах мощностью до 425 л.с.

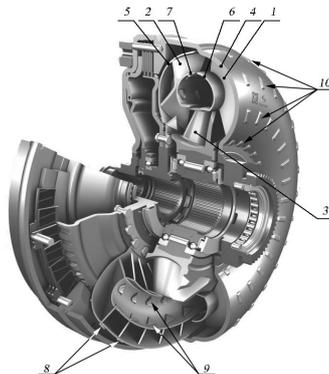


Рисунок 1 – Разрез ГТР (тип Allison) компании ZF, насосное и турбинное колеса которого изготовлены методом штамповки

Лопатки 1 насосного колеса имеют лепестки, предназначенные для вставки в прорези, выполненные в области тора насосного колеса 6, и в несквозные выштамповки 10, выполненные в чаше насосного колеса 4. При сборке насосного колеса лепестки лопаток, вставленные в прорези тора 6, загибаются. Аналогично лопаткам насосного колеса, лопатки 2 турбинного колеса имеют лепестки 8 и 9, вставляемые в прорези тора 7 и чаши 5. При сборке турбинного колеса лепестки лопаток загибаются. Колесо реактора 3 выполняется методом литья.

После сборки насосного и турбинного колес, с целью увеличения гидравлического КПД ГТР за счет уменьшения внутренних утечек и перетеканий, прорези для вставки лепестков лопаток в торах насосного 6 и турбинного 7 колес, чаше турбинного колеса 5 могут подвергаться пайке [2].

2. **Технология литья.** Все лопаточные колеса ГТР изготавливаются из алюминиевых (рис. 2), реже стальных и других сплавов [2, 3]. Изготовленные данным методом лопаточные колеса ГТРов предназначены для эксплуатации на машинах с двигателем мощностью порядка 425 л.с. и выше.

Традиционными методами получения отливок рабочих колес ГТР являются литье под низким давлением и гравитационное литье в песчаные или гипсовые формы. Получение форм осуществляется либо путем составления из отдельных стержней (рис. 3), либо путем получения единого стержня.

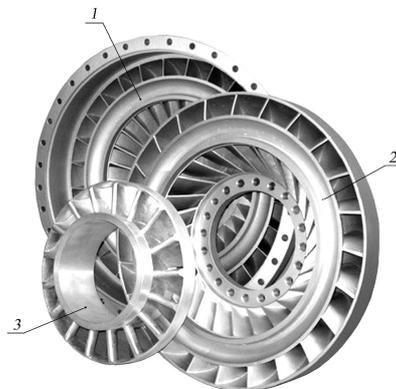


Рисунок 2 – Лопаточные колеса ГТР (тип Allison) компании «ЛитМашДеталь», изготовленные методом литья: 1 – насосное колесо; 2 – турбинное колесо; 3 – колесо реактора

Также в последнее время для получения отливок лопаточных колес ГТР получил метод литья с использованием технологии холодно твердеющих смесей. Технология холодно-твердеющих смесей (ХТС, COLD-BOX, COLD-BOX-AMIN) является разновидностью изготовления песчаных стержней, которая основана на процессе образования полиуретана с использованием в качестве катализатора третичного амина. После составления литевой формы, она подвергается продувке третичным амином (третичный амин – соединение, производное аммиака, в молекуле которого три атома водорода замещены на углеводородные радикалы). Применение данной технологии по сравнению с традиционным методом литья в песчаные формы позволяет исключить газовую пористость, повысить точность размеров и снизить класс шероховатости получаемых в отливке поверхностей.



Рисунок 3 – Литевая форма насосного колеса, полученная с использованием отдельных наборных стержней

Выбор одной из двух упомянутых технологий изготовления лопаточных колес зависит от выдвигаемых требований к прочности ГТР. Требования прочности обуславливаются максимальной мощностью двигателя и, в большей степени, максимальным крутящим моментом на выходе из ГТР на пусковом режиме M_{20} . Так, в результате проведенного анализа было установлено, что ГТРы компании Allison в составе АКП серий HT 700, CLBT 750 и их модификаций, а также других серий высоконагруженных АКП, имеют лопаточные колеса ГТР изготовленные с использованием технологии **литья**. Упомянутые АКП имеют значение крутящего момента на выходе из ГТР на пусковом режиме $M_{20} \geq 3195 \text{ Н}\cdot\text{м}$ (325,7 кгс·м). ГТР с меньшим крутящим моментом на валу турбинного колеса на пусковом режиме изготавливаются с использованием технологии штамповки.

3. Разработка и применение альтернативных методов получения отливок лопаточных колес ГТР в Украине. Использование традиционных методов получения отливок рабочих колес ГТР зачастую требует применения дорогостоящего оборудования для литья под давлением, что увеличивает себестоимость изготавливаемой продукции. Поэтому для снижения расходов и упрощения технологического процесса были применены методы литья, ранее не использовавшиеся для серийного изготовления лопаточных колес ГТР.

3.1. Изготовление лопаточных колес ГТР с использованием метода центробежного литья [4].

Описание: получение литевой формы осуществляется на основе использования восковых моделей лопаток, набранных моноблоком в кокильную форму, с последующей их заливкой гипсовым составом. Затем моноблок нагревается, происходит его сушка и выплавление восковых вставок. В дальнейшем полученный единый стержень вставляется в кокильную форму, формирующую наружные поверхности колеса лопаточного рабочего колеса. Непосредственно перед началом литья, форма нагревается и устанавливается на стол центробежной литейной машины. Стол приводится во вращение и при достижении установленного числа оборотов литевая форма заполняется алюминиевым сплавом.

Применение метода литья на основе использования единого песчаного или гипсового стержня широко используется в серийном производстве лопаточных рабочих колес ГТР. Метод позволяет получить необходимую точность отливок по сравнению с методом наборных стержней и исключает брак, вызванный смещением стержней при заливке формы сплавом.

Отличительной особенностью описанного метода является использование центробежной литейной машины, разработанной инженерами специализированного предприятия «Восход Лиз», г. Харьков. Ее применение позволяет осуществить полноценное заполнение трудно проливаемых участков (обычно этими участками в рабочих колесах ГТР являются входные и выходные кромки лопаток) размером вплоть до 0,5...1 мм, а также обеспечить высокую плотность металла и отсутствие литейных раковин.

Данный результат достигается путем дополнительного регулируемого воздействия на расплавленный алюминиевый сплав (помимо силы тяжести) центробежных сил.

В настоящее время метод совершенствуется с целью дальнейшего снижения себестоимости изготовления с одновременным сохранением достигнутых высоких показателей качества отливок. На основе применения данного метода начато серийное производство **насосных** и **турбинных** колес для ГТР типа Allison.

3.2 Изготовление лопаточных колес ГТР с использованием метода оболочкового литья с карбамидными стержнями [5].

Описание: первоначально из наборных карбамидных стержней (рис. 4) составляется форма, полости которой в дальнейшем заполняются воском. Затем карбамидные стержни растворяют с получением восковой модели (рис. 5) готового лопаточного колеса. После этого восковая модель покрывается многослойным керамическим составом и сушится, с вытапливанием восковой основы. Полученная пустотелая керамическая оболочка используется для производства отливки.



Рисунок 4 – Карбамидные стержни, предназначенные для получения восковой модели лопаточного колеса

По сравнению с традиционными методами предложенный подход позволяет повысить точность отливки, улучшить качество поверхностей лопаток и межлопаточных каналов, снизить стоимость изготовления рабочих колес ГТР при крупносерийном производстве. На основе применения данного метода начато серийное производство **реакторных** колес для ГТР типа Allison.



Рисунок 5 – Восковая модель колеса реактора, полученная на основе использования карбамидных стержней и предназначенная для получения пустотелой керамической литьевой формы

Выводы

1. Представлены две основные технологии получения лопаточных колес современных ГТР, применяющиеся в серийном производстве мировыми производителями: технология с использованием литья и технология, основанная на применении штамповочного оборудования. Для ГТРов, использующихся в автоматических коробках передач производства компании Allison, на основе критерия прочности установлена граница перехода от одной технологии изготовления к другой: для наиболее нагруженного колеса ГТР – турбинного, на основе проведенного анализа определена величина переходного значения крутящего момента на пусковом режиме $M_{20} = 3195 \text{ Н}\cdot\text{м}$ (325,7 кгс·м).

2. Впервые в Украине для получения лопаточных рабочих колес ГТР разработаны и успешно внедрены методы центробежного литья и литья в оболочковые формы (рис. 6).

3. Наличие отечественных производителей по изготовлению высококачественных лопаточных колес для ГТР различных конструкций открывает широкую перспективу по разработке и внедрению современных образцов гидродинамических трансформаторов для их использования в машиностроительной отрасли промышленности Украины.

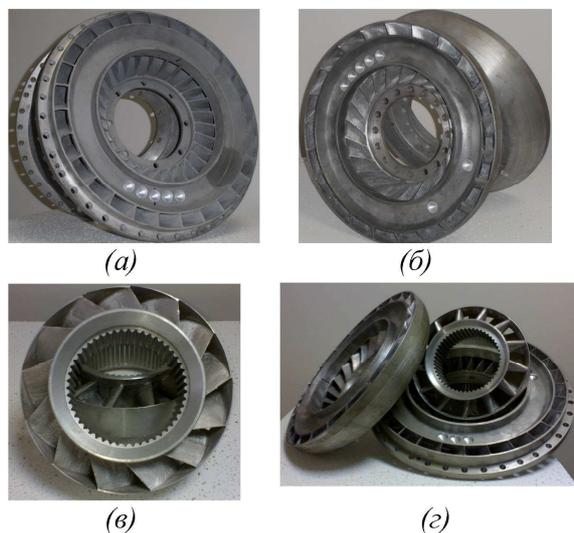


Рисунок 6 – Отливки рабочих колес: (а) – насосные колеса, и (б) – турбинные колеса, полученные с использованием метода центробежного литья; (в) – колеса реактора, полученные с использованием метода литья в оболочковые формы; (г) – комплект рабочих колес ГТР

Литература

1. Алексапольский Д. Я. Гидродинамические передачи / Дмитрий Яковлевич Алексапольский. – Л.: MashGiz, 1963. – 272 с.
2. Нарбут А. Н. Гидротрансформаторы / Андрей Николаевич Нарбут. – М.: Машиностроение, 1966. – 215 с.
3. Галдин Н.М. Цветное литье: справочник / Галдин Н.М., Чернега Д.Ф., Иванчук Д.Ф., Моисеев Ю.В., Чистяков В.В. – М.: Машиностроение, 1989. – 527 с.
4. Степанов Ю.А. Технология литейного производства. Специальные виды литья / Степанов Ю.А., Баландин Г.Ф., Рыбкин В.А. – М.: Машиностроение, 1983. – 289 с.
5. Дошкарж И. Производство точных отливок / Дошкарж И., Габоеиль Я., Гоушть М., Павелка М. – М.: Машиностроение, 1979. – 297 с.

Bibliography (transliterated)

1. Aleksapol'skij D. Ja. Hidrodinamicheskie peredachi Dmitrij Jakovlevich Aleksapol'skij. – L.: MashGiz, 1963. – 272 p.
2. Narbut A. N. Hidrotransformatory Andrej Nikolaevich Narbut. – M.: Mashinostroenie, 1966. – 215 p.
3. Galdin N.M. Cvetnoe lit'e: spravocnik Galdin N.M., Chernega D.F., Ivanchuk D.F., Moiseev Ju.V., Chistjakov V.V. – M.: Mashinostroenie, 1989. – 527 p.
4. Stepanov Ju.A. Tehnologija litejnogo proizvodstva. Special'nye vidy lit'ja Stepanov Ju.A., Balandin G.F., Rybkin V.A. – M.: Mashinostroenie, 1983. – 289 p.
5. Doshkarzh I. Proizvodstvo tochnyh otlivok Doshkarzh I., Gaboiel' Ja., Gousht' M., Pavelka M. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 297 p.

УДК 62-585.2

Соловйов В.М., Папакіца В.В., Шепеленко Г.А., Воробйов М.І.

НОВІ МЕТОДИ ВИГОТОВЛЕННЯ ЛОПАТКОВИХ КОЛІС ГІДРОТРАНСФОРМАТОРІВ

У статті наведено опис основних технологій серійного виготовлення лопаткових коліс сучасних гідротрансформаторів. Представлено результати розробки та практичного застосування альтернативних методів виготовлення лопаткових коліс гідротрансформаторів.

Solovyov V.M., Papakitsia V.V., Shepelenko G.A., Vorobyov M.I.

THE NEW METHODS OF MANUFACTURING OF TORQUE CONVERTERS BLADE WHEELS

The article contains the description of basic technologies for serial manufacturing the blades wheels of modern torque converters. The results of development and practical applications of alternative method for the manufacture of casting torque converters blades wheels are showed.

УДК 623.955

Анипко О.Б., Больших А.А.

ВЛИЯНИЕ GERONTOLOGICHESKIH ИЗМЕНЕНИЙ ПОРОХОВЫХ ЗАРЯДОВ ДВИГАТЕЛЕЙ РЕАКТИВНЫХ ГЛУБИННЫХ БОМБ НА ИХ БАЛЛИСТИЧЕСКИЕ И БОЕВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Введение. В настоящее время Украина не имеет на своей территории заводов, специализирующихся на производстве реактивных глубинных бомб номенклатуры минно-торпедного вооружения Военно-Морских Сил. Запасы бомбового оружия, хранящиеся в арсеналах, базах и складах вооружения достаточно велики, но сроки их хранения составляют более 25 лет, и с каждым днем продолжают расти. В связи с этим возникает задача исследования пороховых зарядов боеприпасов с длительными сроками хранения и влияния изменения их физико-химических свойств на баллистические характеристики.

Определение геронтологических изменений свойств РДТТ реактивных глубинных бомб.

Реактивные глубинные бомбы (РГБ) являются неуправляемыми реактивными снарядами с фугасными боевыми частями и реактивными двигателями на твердом топливе.

РГБ предназначены для поражения подводных лодок и торпед, идущих на корабль, уничтожения подводных диверсантов и средств их транспортировки, а также постановки осколочно-водяных завес противокорабельным ракетам, летящим на корабль на сверхмалых высотах [7].

Для поражения цели (постановки осколочно-водяных завес) РГБ нашли широкое применение в так называемых «мертвых зонах» противолодочных ракет (зенитных управляемых ракет), поражающих цель на больших дистанциях.

Взрыв одной бомбы вызывает срабатывание взрывателей бомб залпа в радиусе до 50 метров. При срабатывании РГБ на расстоянии 7–10 метров от подводной лодки разрушается ее прочный корпус. Таким образом, при правильном определении центра эллипса рассеивания реактивных бомб, возможно, добиться уничтожения подводной лодки.

Из-за сравнительно малой скорости погружения (6,8–11,6 м/с) эффективность РГБ при одиночной стрельбе по целям на больших глубинах мала, однако они широко используются как средство оборонительного действия против торпедного вооружения, диверсионных групп и сверхмалых подводных лодок.

В настоящее время реактивные глубинные бомбы применяются на 94 % надводных кораблей Военно-Морских Сил Вооруженных Сил Украины (пр. 1135.1, 1124П, 1124М, 1241.2, 266). Общее их количество, хранящееся как на кораблях, так на базах и складах вооружения, составляет около 15 000.

Распределение реактивных глубинных бомб по срокам хранения представлено на рисунке 1.

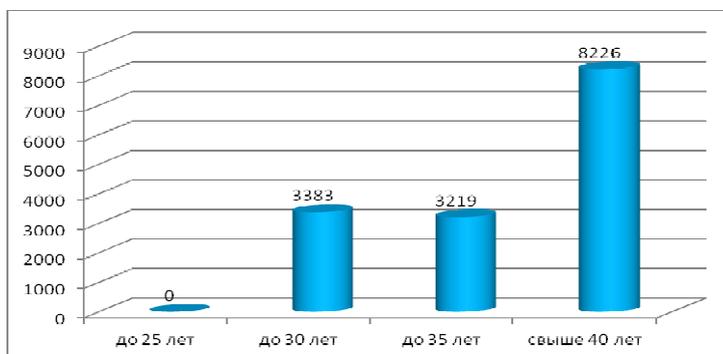


Рисунок 1 – Гистограмма распределения реактивных глубинных бомб по срокам хранения

Из указанной выше гистограммы видно, что в Военно-Морских Силах Вооруженных Сил Украины имеется достаточно большой запас реактивных глубинных бомб. С одной стороны, это создает иллюзию

изобилия этих боеприпасов, а с другой стороны, сроки хранения 77 % РГБ превышают 30 и достигают 50 лет. Поэтому актуальной научной и военно-прикладной задачей является: определение граничного срока хранения РГБ, после которого изменения их баллистических характеристик начинают оказывать влияние на их боевое применение, что требует разработки рекомендаций по учету степени этих изменений на боевое применение РГБ.

Содержащиеся в эксплуатационной документации сведения о состоянии реактивных двигателей РГБ не дают достоверных данных для определения качества и продолжительности безопасного хранения порохов.

Согласно требованиям руководящих документов по проверкам качества РДТТ противолодочного вооружения, срок с момента изготовления порохов до первичных лабораторных испытаний устанавливается продолжительностью до 18 лет. В дальнейшем, в зависимости от величины запаса химической стойкости, при положительных результатах физико-химических, энергетических и контрольно-баллистических испытаний сроки периодических испытаний и ориентировочные сроки сохраняемости назначаются и продлеваются через 12, 10, 6 и 4 года в зависимости от продолжительности эксплуатации (хранения) РГБ.

Исходя из этого, можно сделать выводы, что сроки проведения физико-химических, энергетических и контрольно-баллистических испытаний, сроки периодических испытаний и ориентировочные сроки сохраняемости истекли у 100 % бомб, находящихся на вооружении ВМС ВС Украины [6].

Физико-химическая стабильность пороховых зарядов определяется рядом факторов, важнейшими из которых являются срок хранения, температура и условия хранения боеприпасов.

В процессе длительного хранения изменяется плотность пороха и, соответственно, его прочность, а при больших сроках хранения происходит разложение пороха с полной или частичной потерей баллистических свойств [1].

На рисунке 2 приведены факторы, влияющие на баллистические характеристики порохов.

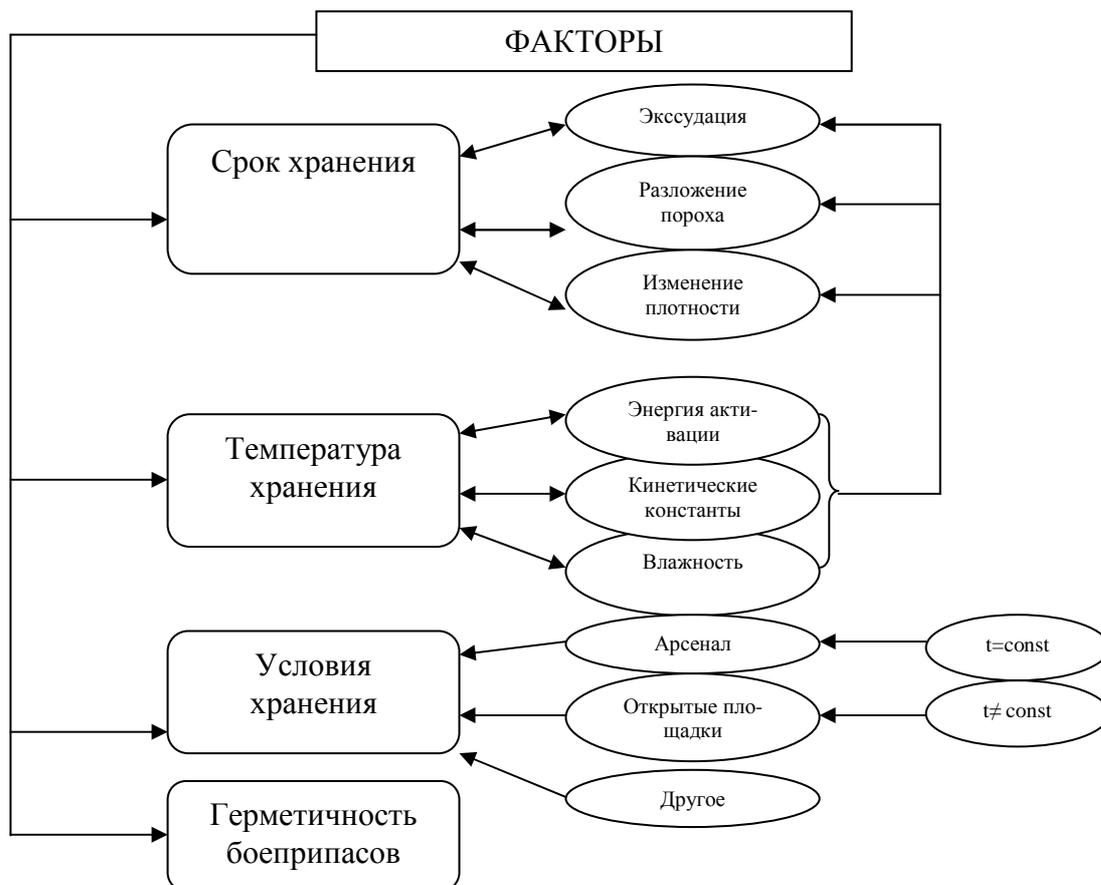


Рисунок 2 – Факторы, влияющие на баллистические характеристики порохов

Для порохов и зарядов большое значение имеет тепловой режим хранения и влажность окружающей среды.

В зависимости от сроков хранения, РДТТ претерпевают существенные изменения геометрических, баллистических и энергетических характеристик [1–5].

Одним из требований, предъявляемых к порохам для практического использования, является стабильность, то есть способность при хранении не изменять своих физико-химических, а, следовательно, и баллистических свойств [1–3].

Геронтологические изменения пороховых зарядов двигателей реактивных глубинных бомб сопровождаются существенными изменениями их баллистических свойств, а именно:

- начальной скорости РГБ;
- скорости горения;
- давления пороховых газов;
- теплотворной стойкости.

Изменение свойств порохов реактивных двигателей РГБ длительного срока хранения может привести к изменению дистанции приводнения и параметров эллипса рассеивания бомб, что, в свою очередь, может быть настолько значительно, что приведет к перерасходу боеприпасов или вообще к невыполнению боевой задачи. Этим обстоятельством обусловлена необходимость разработки практических и методических рекомендаций по учету степени геронтологических изменений пороховых зарядов РДТТ реактивных глубинных бомб в процессе их боевого применения путем внесения поправок при подготовке к стрельбе.

Учет как можно большего количества факторов, влияющих на баллистические характеристики порохов, обуславливает возможность получения более точных методов оценки и прогнозирования состояния боеприпасов при длительных сроках эксплуатации.

Здесь уместно подчеркнуть, что геронтологическим изменениям в пороховом двигателе будет подвергаться и теплозащитное покрытие, что будет увеличивать теплорассеяние и снижать долю энергии расходуемой на создание реактивной тяги.

Выводы. Таким образом, при производстве стрельбы необходимо вносить поправку на геронтологические изменения свойств РДТТ. Отсутствие систематических опытовых стрельб, а также полных и достоверных данных результатов практических бомбовых стрельб не позволяет эмпирическими методами определить оценку влияния изменяющихся баллистических характеристик на эффективность боевого применения РГБ. По этому задача может быть решена путем совместного использования результатов теоретических исследований и пассивного эксперимента – имеющихся данных о стрельбе РГБ различных сроков хранения.

Обозначения.

РДТТ – реактивный двигатель твердого топлива; РГБ – реактивная глубинная бомба; ВМФ – Военно-Морской Флот; ВМС ВС Украины – Военно-Морские Силы Вооруженных Сил Украины.

Литература

1. Анипко О.Б. Внутренняя баллистика ствольных систем при применении боеприпасов длительных сроков хранения / О.Б. Анипко, Ю.М. Бусяк. – Харьков: Изд-во академии внутр. войск МВД Украины, 2010. – 130 с.
2. Алемасов В.Е., Теория ракетных двигателей / В.Е. Алемасов, А.Ф. Дрегалин., А.П. Тишин - Машиностроение, 1980 г., 534 с.
3. Ерохин Б.Т. Теоретические основы проектирования РДТТ / Б.Т. Ерохин Машиностроение, 1982 г., 205 с.
4. Куров В.Д. Основы проектирования пороховых ракетных снарядов /В.Д. Куров, Ю.М. Должанский. Оборонгиз, Москва, 1961 г., 295 с.

5. Шапиро Я.М. Основы проектирования ракет на твердом топливе / Я.М. Шапиро, Г.Ю. Мазинг, Н.Е. Прудников, Ордена Трудового Красного Знамени военное издательство Министерства обороны СССР, Москва, 1968 г., 351с.

6. Витяг з журналу обліку партій порохових зарядів та зразків-свідків, що зберігаються на арсеналах, базах та складах озброєння. Служба МТО озброєння КВМС ЗС України. Севастополь, 5 с.

7. ПМС № Г-120. Реактивные глубинные бомбы РГБ-12 и бомба-ориентир «Свеча-12». Описание и правила обращения, 1983 г, 25 с.

Bibliography (transliterated)

1. Anipko O.B. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primeneni boepripasov dlitel'nyh strokov hranenija O.B. Anipko, Ju.M. Busjak. – Har'kov: Izd-vo akademii vnutr. vojsk MVD Ukrainy, 2010. – 130 p.

2. Alemasov V.E., Teorija raketnyh dvigatelej V.E. Alemasov, A.F Dregalin., A.P. Tishin - Mashinostroenie, 1980 g., 534 p.

3. Erohin B.T. Teoreticheskie osnovy proektirovanija RDTT B.T. Erohin Mashinostroenie, 1982 g., 205 s.

4. Kurov V.D. Osnovy proektirovanija porohovyh raketnyh snarjadov V.D. Kurov, Ju.M. Dolzhanskij. Oborongiz, Moskva, 1961 g., 295 p.

5. Shapiro Ja.M. Osnovy proektirovanija raket na tverdom toplive Ja.M. Shapiro, G.Ju. Mazing, N.E. Prudnikov, Ordena Trudovogo Krasnogo Znameni voennoe izdatel'stvo Ministerstva oborony SSSR, Moskva, 1968 g., 351p.

6. Vitjag z zhurnalu obliku partij porohovih zarjadiv ta zrazkiv-svidkiv, shho zberigajut'sja na arsenalah, bazah ta skladah ozbroennja. Sluzhba MTO ozbroennja KVMS ZS Ukraïni. Sevastopol', 5 p.

7. PMS # G-120. Reaktivnye glubinnye bomby RGB-12 i bomba-orientir «Svecha-12». Opisanie i pravila obrashhenija, 1983 g, 25 p.

УДК 623.955

Аніпко О.Б., Больших О.О.

ВПЛИВ ГЕРОНТОЛОГІЧНИХ ЗМІН ПОРОХОВОГО ЗАРЯДУ ДВИГУНІВ РЕАКТИВНИХ ГЛИБИННИХ БОМБ НА ЇХ БАЛІСТИЧНИ І БОЙОВІ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Запропоновано метод визначення оцінки впливу змінення балістичних характеристик на ефективність бойового застосування РГБ за допомогою спільного використання результатів теоретичних досліджень і пасивного експерименту – наявних даних про стрільбу РГБ різних термінів зберігання.

Anipko O.B., Bol'shich A.A.

EFFECT OF CHANGES GERONTOLOGICAL POWDER CHARGE A JET DEPTH CHARGES ON THEIR BALLISTIC AND COMBAT PERFORMANCE

A method of assessing the impact of changing the definition of the ballistic characteristics to combat efficiency of RSL by sharing the results of theoretical research and passive experiment – the data available about the shooting RSL different periods of storage.

УДК 629.3

Анипко О.Б., Миргород Ю.И., Примак А.В.

ПЕРЕЧЕНЬ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СВОЙСТВ И БАЗА ДАННЫХ ТТХ ТРАНСПОРТНОГО ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА КАК СЛОЖНОЙ ТЕХНИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Современные летательные аппараты вообще, и транспортного назначения в частности, относятся к сложным техническим системам (СТС) со всеми присущими последним свойствами. Разработка такой СТС требует огромных затрат интеллектуальных, материальных и временных ресурсов. Однако, даже затратив очень большие ресурсы нет никакой гарантии в том, что в конце концов представленный проект удовлетворит требованиям и с большей долей приближения ТТХ будут соответствовать ТТТ.

Хорошо известно, что конструктивные изменения на поздних этапах разработки (особенно при испытаниях) существенно увеличивают стоимость, время, затрачиваемое на проект, и, как правило, приводят к корректировке всего проекта. Отсюда вытекает вывод о том, что этап концептуального проектирования является ключевым, как с точки зрения обеспечения требуемых характеристик, так и своевременного успешного выполнения проекта.

На этом начальном этапе проблемой системотехники вообще, и при решении частных задач, в частности, является проработка и связь подсистем при выбранной архитектуре (структуре) объекта.

До разработки объекта и создания экспериментального (опытного) образца необходимо решить следующие задачи:

- формализовать описание СТС в целом;
- выполнить анализ и структурирование СТС до подсистем;
- обосновать функционирование подсистем и проверить условия их совместной работы;
- определить прямые и обратные связи.

Обычный подход предусматривает анализ СТС, моделирование (часто имитационное), создание опытного образца, испытания, после которого начинается неопределенный по временным затратам, а главное конечному результату, период корректировки и доработки. Этот процесс в еще большей степени усугубляется тем, что для рассматриваемого класса машин поставщиками комплектующих, узлов и агрегатов является большое число предприятий.

Сложность прямых и обратных связей большого количества взаимозаменяемых подсистем вызывает серьезные затруднения при анализе.

Представляется ясным, что устранение этих проблем на начальной стадии разработки существенно влияет на успешное выполнение проекта. Для решения этих проблем необходимо:

1. Выполнить анализ летательного аппарата транспортного назначения как сложной технической системы и формализовать его описание;
2. Разработать иерархическую структуру объекта «летательный аппарат транспортного назначения»;
3. Определить параметры, характеристики, удельные и комплексные показатели объекта «летательный аппарат транспортного назначения» однозначно его характеризующие;
4. Определить и разработать критерии соответствия требованиям объекта в целом и согласования функционирования подсистем.

Таким образом, в результате формализации объект «летательный аппарат транспортного назначения» может быть представлен некоторым многомерным массивом показателей $\alpha_{i,j,\dots,k,s}$, таким что:

$$\begin{cases} \alpha_{i,j,\dots,k,s} \neq 0; \\ i \geq 0; j \geq 0; \dots; k \geq 0; s \geq 0; \\ i + j + \dots + k + s = N, \end{cases} \quad (1)$$

где i, j, k, s – количество подсистем или элементов на соответствующем иерархическом уровне; N – общее число формальных параметров, характеризующих сложную техническую систему; и набором функций

$$\Phi_m(a_{i,k,s}; \varphi_1; \varphi_2; \dots; \varphi_e), \quad (2)$$

где φ_e – различные факторы, как-то: параметры окружающей среды, прямые и обратные связи, условия эксплуатации и другие; m – число характеристик.

Таким образом из (1) и (2) видно, что размер массива a и число Φ зависит от глубины анализа N и количества иерархических уровней, рассматриваемых при анализе.

Традиционные подходы теории исчисления классов и более поздние работы по кластерному анализу и анализу сложных технических систем основывались на положениях в виде «элемент x обладает свойством P ». В настоящей работе такой теоретический подход развит и расширен до высказывания «элемент x характеризуется свойством P , которое имеет количественную характеристику a , а взаимосвязь этого элемента с окружающей средой и другими элементами описываются функцией Φ ». Причем в этом высказывании под «окружающей средой» следует понимать все, что не вошло в рассматриваемую сложную техническую систему.

В общей задаче разработки архитектуры сложной технической системы при ее анализе различают поэлементный анализ и построение иерархической структуры. Как правило, в системотехнике решение второй из задач осуществляется на основе решения о взаимной функциональной связи подсистем и элементов. Такой подход, являясь классическим (а скорее академическим), не всегда оправдан. Так, в задачах надежности отказ часто приводит к отказу большой системы, что не вполне логично с точки зрения иерархического положения этого элемента, определенного по принципу функционального подчинения.

Поэтому, в ряде работ указывается на целесообразность построения иерархической структуры не формально, а исходя из задачи, которая ставится в исследовании.

Такой подход представляется целесообразным и поэтому в настоящем исследовании исходя из его цели иерархическая структура формализованного описания объекта строится исходя из типа формального описания свойств сложной технической системы.

Как показал анализ ряда работ по оценке сравнительных характеристик как сложных технических систем вообще [1,2], так и летательных аппаратов транспортного назначения в частности, все приводимые данные можно разделить на следующие группы:

- базовые единичные показатели;
- удельные показатели;
- комплексные показатели;
- интегральные показатели.

Базовые единичные показатели представляют собой числа, которые характеризуют сложную техническую систему.

Удельные показатели получают путем соотношения базовых единичных параметров.

Удельные показатели могут характеризовать как машину в целом, так и отдельные ее подсистемы и элементы. Причем система удельных показателей не является общей.

Комплексные показатели представляют собой соотношения базовых показателей и (или) удельных, а также других параметров, и характеризуют сложную техническую систему в целом или ее отдельные системы, подсистемы и элементы в определенных условиях и при их функционировании. Такие комплексные характеристики разрабатываются целевым образом для однозначной оценки и сравнения систем и элементов.

В настоящее время задача оценки военно-технического уровня и количества имеющихся, а также прогнозирование параметров перспективных машин имеет непреходящее значение для обоснованного принятия решений о снятии с хранения, утилизации, сокращения, модернизации или переоснащения образцов и определении потребности и типажа.

Учитывая имеющийся спрос на Мировом рынке вооружений на летательные аппараты транспортного назначения, ПРЕДСТАВЛЯЕТСЯ АКТУАЛЬНЫМ И СВОЕВРЕМЕННЫМ комплексное теоретическое и экспериментальное исследование по разработке регулярного подхода и глубокому иерархическому анализу объекта типа «летательный аппарат транспортного назначения», как сложной технической системы, формированию на основе результатов этого анализа и экспертных данных требований к тактико-техническими характеристиками перспективных образцов, и к образцам летательных аппаратов транспортного назначения находящимся на вооружении ВС Украины и машинам иностранного производства. При этом необходимо решить следующие задачи:

- определение сравнительного технического уровня образцов;
- анализ соответствия современным и перспективным требованиям как машины в целом, так и отдельных подсистем;
- выявление резервов для проведения модернизации и оценки продолжительности существования этих резервов;

– определение перспективных направлений в разработке летательных аппаратов транспортного назначения отечественного производства, в том числе связанных с проблемными научно-исследовательскими и опытно-конструкторскими разработками;

– оценка перспектив отечественных изделий летательных аппаратов транспортного назначения на мировом рынке вооружений.

База данных для каждого образца летательных аппаратов транспортного назначения включает более 200 базовых единичных и удельных показателей. На их основе рассчитываются комплексные показатели, после чего осуществляется построение диаграмм и заполнение таблиц отражающих показатели.

На рис. 1 представлено рабочее окно базы данных ТТХ летательных аппаратов транспортного назначения.

№	Назва вертольоту	Призна-ня	Тип	Характеристики несущей системы													
				D	F	σ	ηп	Δφ	δ								
				НГ	РГ	НГ	РГ	НГ	РГ	НГ	РГ	НГ	РГ	НГ	РГ	НГ	РГ
52	49 Белл 47G-3B-2A	MP	2-КСС	11,32	1,78	101	2,49	0,03	0,08	1	0,28						
53	50 Белл 47G-4A	MP Civ	2-КСС	11,32	1,78	101	2,49	0,03	0,08	1	0,28						
54	51 Белл ТН-13Т	ETL	2-КСС	11,32	1,78	101	2,49	0,03	0,08	1	0,28						
55	52 Белл 47G-5A	MP Civ	2-КСС	11,32	1,78	101	2,49	0,03	0,08	1	0,28						
56	53 Белл 206A Джет Рейнджер	Civ	2К	10,16	1,57	81,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
57	54 Белл 206A ТН-57А Сі Рейнджер	ETL	2К	10,16	1,57	81,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
58	55 Белл 206В Джет Рейнджер II	Civ	2К	10,16	1,57	81,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
59	56 Белл 206В Джет Рейнджер III	MP	2К	10,16	1,57	81,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
60	57 Белл 206L-1 Джет Рейнджер II	MP	2К	11,28	1,65	99,9	2,14	0,04	0,1	1	1			0,33	0,13		
61	58 Белл 206L Тексас Рейнджер	MP	2К	11,28	1,65	99,9	2,14	0,04	0,1	1	1			0,33	0,13		
62	59 Белл 206L-3 Лонг Рейнджер III	MP	2К	11,28	1,65	99,9	2,14	0,04	0,1	1	1			0,33	0,13		
63	60 Белл OH-58A Кюва	Com R	2К	10,77	1,57	91,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
64	61 Белл OH-58C	Com R	2К	10,77	1,57	91,1	1,94	0,04	0,11	1	1			0,33	0,13		
65	62 Белл 406 OH-58D	Com R	4ШУ	10,67	1,65	89,4	2,14	0,06	0,12	1	1			0,24	0,16		
66	63 Белл 400 Туні Рейнджер	MP	2К	11,28	1,65	100	1,93	0,05	0,12	1	1			0,24	0,16		
67	64 Белл 222A	Civ	Пасажирський	9,8	1,15	0,08	0,08	0,16	1	1	1			0,73	0,25		
68	65 Белл 42	Exp	2КСС	14,5	2,4	165	4,52	0,04						0,45			
69	66 Белл 48 УН-12	MP	2КСС	14,5	2,7	165	5,73	0,04	0,08	0,73				0,45	0,16		
70	67 Белл УН-1А Ірокез	MP	2КСС	13,41	2,59	141	5,27	0,04	0,11	1	1			0,38	0,22		
71	68 Белл УН-1В Ірокез	MP	2КСС	13,41	2,59	141	5,27	0,05	0,14	1	1			0,53	0,29		
72	69 Белл 204B	MP Civ	2КСС	14,63	2,59	168	5,27	0,05	0,14	1	1			0,53	0,29		
73	70 Белл УН-1F Ірокез	MP	2КСС	14,63	2,59	168	5,27	0,05	0,14	1	1			0,53	0,29		
74	71 Белл УН-1С Ірокез	MP	2КСС	13,41	2,59	141	5,27	0,07	0,14	1	1			0,69	0,29		

Рисунок 1 – Рабочее окно базы данных «Летательный аппарат транспортного назначения» (Вертолеты)

База данных рациональных показателей включает перечень показателей, разработанный для проведения экспертного анализа.

Следует отметить, что как базы данных, так и расчетно-аналитический модуль являются открытыми системами, и позволяют расширяться как по числу образцов, так и по количеству показателей ТТХ при выявлении новых свойств объектов летательных аппаратов транспортного назначения.

Автоматизация вычислений позволяет проводить анализ в диалоговом режиме путем варьирования показателей и анализа влияния этих вариаций как на базовые единичные показатели, так и на удельные, комплексные и интегральные, что позволяет проследить изменения на иерархических уровнях сложной технической системы и тем самым учесть прямые и обратные связи между элементами и подсистемами.

Литература

1. Захаров В.Д. Концептуальный анализ в военном кораблестроении.– С.Пб., 2004.–294 с.ил.
2. Васильев А.С., Дальский А.М., Золотаревский Ю.М., Кондаков А.И. Направленное формирование свойств изделий машиностроения.– М.:Машиностроение. 2005.– 352 с.

Bibliography (transliterated)

1. Zaharov V.D. Konceptual'nyj analiz v voennom korablestroenii.– S.Pb., 2004.–294 s.il.
2. Vasil'ev A.S., Dal'skij A.M., Zolotarevskij Ju.M., Kondakov A.I. Napravlennoe formirovanie svojstv izdelij mashinostroenija.– M.:Mashinostroenie. 2005.– 352 p.