

ВЗАИМОСВЯЗЬ ПЕРЕНОСА ТЕПЛА И ИМПУЛЬСА В КАНАЛАХ ПЛАСТИНЧАТЫХ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ

В работе исследуется зависимость между интенсификацией теплообмена и гидравлическим сопротивлением в каналах пластинчатых теплообменных аппаратов (ПТА) с помощью модифицированной аналогии Рейнольдса передачи тепла и импульса. Получено соотношение между интенсификацией теплообмена и гидравлическим сопротивлением. Предложена формула, позволяющая оценить долю потерь давления из-за трения в общем гидравлическом сопротивлении. Полученная модель позволяет рассчитать теплоотдачу в каналах ПТА на основе данных о гидравлическом сопротивлении основного теплопередающего поля межпластинных каналов. Расчеты сравниваются с литературными данными по экспериментам в каналах с гофрированными стенками. Хорошее соответствие расчетных данных с опытными подтверждает допущение о существовании в каналах ПТА аналогии между передачей тепла и импульса в предложенном виде.

Введение. Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) в настоящее время широко используются в промышленности. Их применение экономит много места и металла, они обладают высокой степенью надежности и работоспособности по сравнению с кожухо-трубчатыми аппаратами. Принципы их конструкции и методы проектирования подробно изложены в литературе [1]. Тепловые и гидравлические характеристики ПТА определяются, главным образом, интенсификацией процессов теплопередачи в каналах сложной геометрии, которые образуются гофрированными пластинами, изготовленными из тонких листов металла. Взаимосвязь между передачей тепла и импульса в таких каналах очень важна при выборе вида гофрировки и для правильного проектирования таких теплообменных аппаратов.

В работе [2] авторы использовали уравнение Левека для обобщения данных по теплопередаче в пластинчатых теплообменных аппаратах, имеющиеся в литературе. Для некоторых случаев точность вычислений высока, но иногда составляет 40–52 %. Отчасти это можно объяснить попыткой объединить вместе данные для моделей гофрированного поля ПТА и данные для коммерческих пластин. Анализ данных работы [3] показал, что распределение перепада давлений во входной и выходной зонах некоторых каналов ПТА, сформированных коммерческими пластинами шевронного типа, могут превышать 50 %, особенно при малых углах наклона гофр к вертикальной оси пластины. Другая причина заключается в точности применяемых соотношений между теплопередачей и гидравлическим сопротивлением. В настоящей работе исследование проводится на основе данных по гидравлическому сопротивлению для основного гофрированного поля каналов ПТА.

Преобразование аналогии Рейнольдса для каналов ПТА. Предположим, что зависимость между теплопередачей и касательным напряжением на стенке канала в ПТА аналогична зависимости для труб. Для труб справедлива аналогия Рейнольдса и, как показано в [4], для каналов ПТА можно вывести следующую зависимость:

$$Nu = 0.065 \cdot Re^{6/7} \cdot (\psi \cdot \zeta_s)^{3/7} \cdot Pr^{0.4} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}, \tag{1}$$

где μ и μ_w – динамическая вязкость при температуре потока и стенки; $Nu = h \cdot d_e / \lambda$ – число Нуссельта; λ – удельная теплопроводность потока, Вт/м·К; d_e – эквивалентный диаметр канала, м; h – коэффициент теплоотдачи, Вт/м²·К; Pr – число Прандтля; ζ_s – коэффициент сопротивления, учитывающий потери давления в каналах; ψ – доля потерь давления за счет трения о стенку в общем падении давления; $Re = w \cdot d_e \cdot \nu$ – число Рейнольдса; w – скорость потока в каналах, м/с; ν – кинематическая вязкость, м²/с.

Для расчета коэффициента сопротивления ζ в основном гофрированном поле каналов ПТА будем использовать зависимость предложенную в работе [5]. Она позволяет получить значение ζ для широкого ряда параметров гофрировки шевронных пластин. Данная зависимость имеет следующий вид:

$$\zeta = 8 \cdot \left[\left(\frac{12 + p2}{\text{Re}} \right)^{12} + \frac{1}{(A + B)^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}};$$

$$A = \left[p4 \cdot \ln \left(\frac{p5}{\left(\frac{7 \cdot p3}{\text{Re}} \right)^{0.9} + 0.27 \cdot 10^{-5}} \right) \right]^{16};$$

$$B = \left(\frac{37530 \cdot p1}{\text{Re}} \right)^{16} \quad (2)$$

где $p1, p2, p3, p4, p5$ – параметры, зависящие от формы гофрировки канала.

$$p1 = \exp(-0.15705 \cdot \beta); \quad p2 = \frac{\pi \cdot \beta \cdot \gamma^2}{3}; \quad p3 = \exp\left(-\pi \cdot \frac{\beta}{180} \cdot \frac{1}{\gamma^2}\right);$$

$$p4 = \left(0.061 + \left(0.69 + \text{tg}\left(\beta \cdot \frac{\pi}{180}\right) \right)^{-2.63} \right) \cdot (1 + (1 - \gamma) \cdot 0.9 \cdot \beta^{0.01}); \quad p5 = 1 + \frac{\beta}{10}, \quad (3)$$

где $\gamma = 2b/S$ – параметр профиля гофрировки; β – угол гофрировки к продольной оси пластины; b – высота гофрировки, м; S – шаг гофры, м.

Коэффициент трения в соотношении (2) содержит эквивалентный диаметр канала $d_e = 2b$ и характерный размер – длину канала L . Соответственно, числа Рейнольдса и Нуссельта в формуле (1) должны быть пересчитаны для $d_e = 2b$ и коэффициент трения из уравнения (2) необходимо поделить на отношение фактической площади поверхности к расчетной F_x , т.е. $\zeta_s = \zeta / F_x$. Это сделано для того, чтобы учесть распределение касательного напряжения вдоль всей эффективной площади поверхности теплообмена, аналогично распределению коэффициента теплоотдачи. Для точного сравнения с данными эксперимента необходимо учитывать, что некоторые авторы используют гидравлический диаметр при обработке экспериментальных данных. Основным параметром, который не известен в уравнении (1), это распределение потерь давления из-за трения на стенке в общей потере напора ψ . Это значение можно оценить путем сравнения с экспериментальными данными по теплопередаче в моделях каналов ПТА. На рис. 1 представлены экспериментальные данные из работы [3] для четырех опытных образцов каналов ПТА. Параметры этих образцов приведены в таблице 1. Числа Нуссельта и Рейнольдса пересчитаны для $d_e = 2b$.

Таблица 1 – Геометрические параметры опытных образцов

Образец №	Шаг S, мм	Высота b, мм	β , градусы	Высота L, м	Высота W, мм	d_h , мм	F_x
1	18	5	60	1.0	225	9.6	1.15
2	36	10	60	1.0	225	19.3	1.15
3	18	5	45	1.0	225	9.3	1.15
4	18	5	30	1.0	225	9.0	1.15

Рассогласования расчетов по формуле (1) при $\psi = 1$ с экспериментальными данными возрастают с увеличением угла гофрировки β и числа Рейнольдса. Анализ структуры потока в каналах ПТА, приведенный в работе [2], показал большее перемешивание при больших β и числах Рейнольдса. Перемешивание связано с отрывом потока, чему способствует увеличение профильного сопротивления и итоговое уменьшение доли падения давления ψ из-за сопротивления на стенке. Анализ значений ψ , полученных по формуле (1) при экспериментальных значениях Nu , позволил получить формулу, описывающую их

зависимость от β и числа Рейнольдса:

$$A = 380 / [\operatorname{tg}(\beta)]^{1.75};$$

$$\text{при } Re > A \quad \psi = \left(\frac{Re}{A} \right)^{-0.15 \cdot \sin(\beta)}; \text{ при } Re \leq A, \quad \psi = 1 \quad (4)$$

Анализ данных, представленных на рис. 1, приводит к следующим выводам. Уравнение (1) при ψ , рассчитанном по формуле (4), при сравнении с экспериментальными данными, представленными на рис. 1, дает среднеквадратичное отклонение, равное 6.2 %. Уравнения (1)–(4) представляют собой математическую модель, описывающую влияние геометрических параметров гофрировки на теплоотдачу. Учитывая, что зоны распределения потока промышленных пластин ПТА обычно занимают не более 15–20 % от общей теплопередающей поверхности, то они имеют меньшее влияние на общую теплоотдачу. Поэтому, можно ожидать значительную точность представленной математической модели применительно к промышленным ПТА, а не только для моделей гофрированного поля.

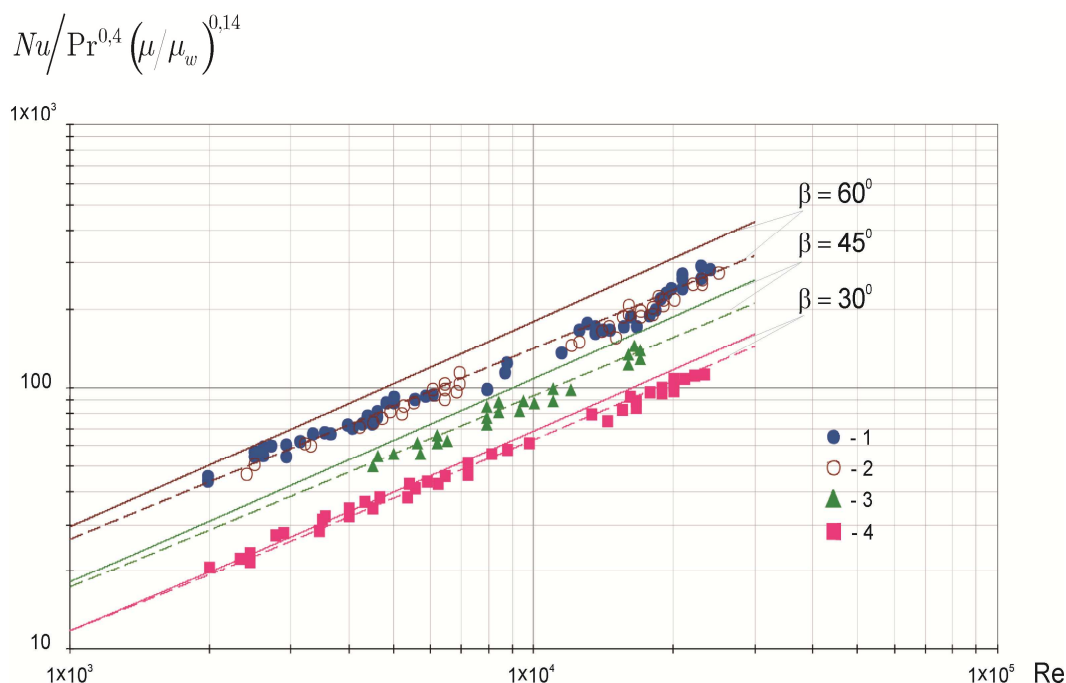


Рисунок 1 – Теплоотдача в образцах каналов ПТА, $\gamma = 0.556$

Линиями обозначены результаты расчетов по формуле (1):
 ————— $\psi = 1$; - - - - - ψ по формуле (4),
 1,2,3,4 – номера опытных образцов (см. Таблицу 1)

Сравнение модели с экспериментами. Сравнение с данными представленными в работе [6] приведено на рис. 2. Эти данные были получены при экспериментах, проведенных при температуре воздуха 368 и 463 К для моделей каналов с гофрированными стенками. Использовались гофры треугольной формы с закруглениями на концах (в основном равном 0.6 мм). Высота гофр для случаев, изображенных на рис. 2, была в пределах 1.12–1.22 мм. Предположим, что $Pr = 0.69$ и $(\mu/\mu_w)^{0.14} = 1$. Экспериментальные значения были умножены на $2b/d_h$ для того, чтобы сравнить их при одинаковых значениях эквивалентного диаметра. Расхождения для $\beta = 14^\circ, 18^\circ, 33^\circ$ и 48° не превышают 15 %. Для $\beta = 10^\circ$ ошибка достигает 25 % и можно сделать вывод, что нижний предел применения модели – $\beta = 14^\circ$. Верхняя граница, очевидно, ниже 72° , так как отклонение при $\beta = 72^\circ$ достигает 50 % при $Re < 800$.

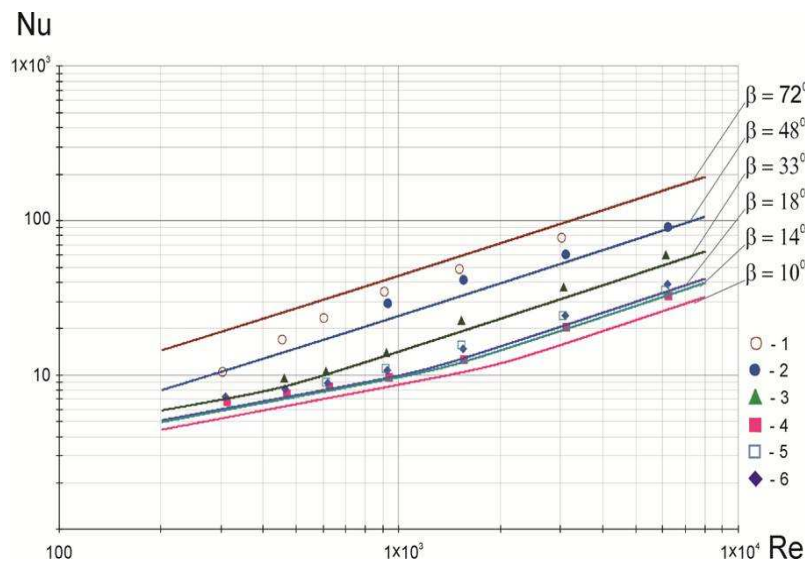


Рисунок 2 – Сравнение с данными работы [6]

Другое всестороннее исследование теплоотдачи с расширенным набором используемых пластин с различной гофрировкой было изложено в работе [7]. Данные этой работы представлены на рис. 3 точками, вычисленными по соотношениям из книги [1]. Уравнения были получены для значения степени при Pr , равном $1/3$. Для того, чтобы учесть различия экспоненты в уравнении (1), которое равно 0.4 , данные были скорректированы на $0,91$, так как среднее значение числа Прандтля для экспериментов с водой приблизительно равно 4 , следовательно множитель равен $4^{1/3} / 4^{0.4} = 0.91$. Значения геометрических параметров были взяты из работы [2]: $\gamma = 0.7$, $Fx = 1.26$. Результаты расчетов по формулам (1)–(4) представлены на рис. 3 сплошными линиями. Согласование с экспериментальными данными достаточно высоко для значений β от 23 до $23/90$ градусов. Отклонения не превышают 10% . Для более высоких значений β при комбинировании пластин с $\beta = 90^\circ$ и $\beta = 45^\circ$ (среднее значение $\beta = 67.5^\circ$) экспериментальные данные от 14 до 23% ниже, чем полученные согласно модели.

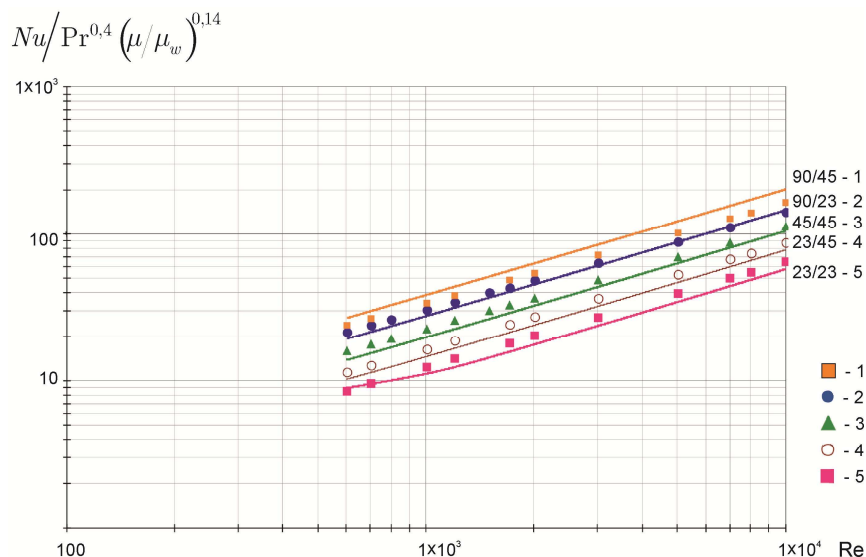


Рисунок 3 – Сравнение с данными работы [7]

1 – $\beta = 90^\circ + 45^\circ$; 2 – $\beta = 90^\circ + 23^\circ$; 3 – $\beta = 45^\circ$; 4 – $\beta = 23^\circ + 45^\circ$; 5 – $\beta = 23^\circ$

Исследование для $\beta = 65^\circ$ были изложены в работе [2]. Авторы представили исследования для двух моделей каналов ПТА с гофрировкой с углами $\beta = 65^\circ$ и $\beta = 28^\circ$. Исследования проводились для воды

и для воды и раствора глицерина. Данные для воды представлены для значений Рейнольдса больше 200. Данные по теплоотдаче этой работы представлены на рис. 4. Так как в этой работе был использован гидравлический диаметр $d_h = 2b / Fx$, то значения были скорректированы на $Fx = 1.19$ (в качестве множителя). Корректировка, аналогичная корректировке данных рис. 3, применялась для того, чтобы учесть разницу экспоненты при Pr. Данные были взяты из рисунка, представленного в цитируемой статье, поэтому точность удовлетворительна, но для $Re > 100$ можно оценить точность модели (сплошные линии на рис. 4) как достаточно высокую. Погрешность для $\beta = 65^\circ$ не превышает 10 %. Таким образом, можно сделать заключение, что верхняя граница применения модели – $\beta = 65^\circ$. Нижняя граница для чисел Рейнольдса может быть принята равной 100.

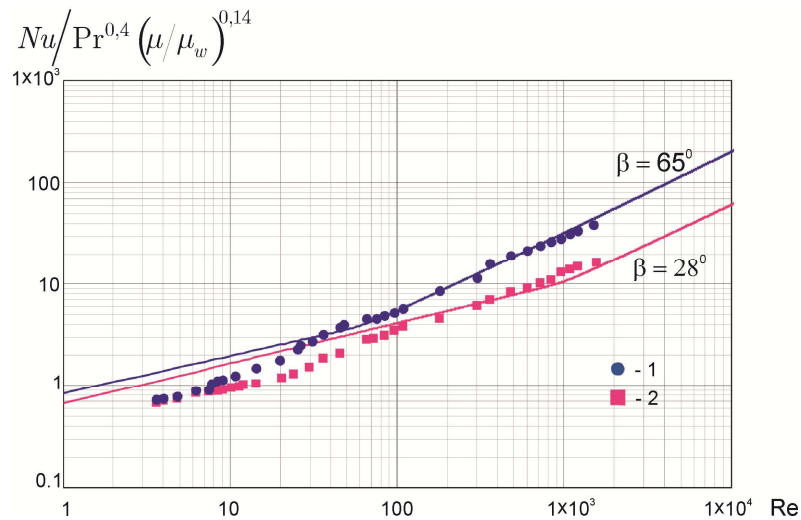


Рисунок 4 – Сравнение с данными по теплоотдаче работы [2]
 1 – $\beta = 61^\circ$, 2 – $\beta = 61^\circ + 31^\circ$, 3 – $\beta = 31^\circ$, ($\gamma = 0.588$, $Fx = 1.21$)

Данные по теплопередаче и коэффициенту трения для разных сочетаний двух коммерческих пластин с углами $\beta = 60^\circ$ и $\beta = 30^\circ$ представлены в работе [8]. В работе изложены исследования для охлаждения горячей воды ($2 < Pr < 6$) и в соотношениях использован эквивалентный диаметр $d_e = 2b$. Значение степени при Pr было взято 1/3, поэтому мы скорректировали результаты по аналогии с данными из рис. 3 и рис. 4. Расчеты согласно модели (сплошные линии на рис. 5) достаточно точны для угла $\beta = 60^\circ$ и комбинации пластин с $\beta = 60^\circ$ и $\beta = 30^\circ$ (среднее значение $\beta = 45^\circ$), ошибка составляет не более 10 %. Но для малого угла $\beta = 30^\circ$ модель дает результат, завышенный на 30 %. Это можно объяснить влиянием распределительных зон на входе и выходе при малой длине исследуемых пластин (расстояние между портами 392 мм, а длина основного гофрированного поля приблизительно $L_p = 280$ мм). В то время как площадь распределительных зон примерно 20 % от общей площади теплопередающей поверхности, на входе образуется высокий уровень турбулентности, что оказывает влияние на теплоотдачу по всей длине пластины, в особенности при малых β , когда гофрами образуется примерно 15 ячеек по длине канала. Для $\beta = 60^\circ$ число таких ячеек составляет 27, а для $\beta = 45^\circ$ – 23. Для такой пластины соотношение $L_p / d_e = 55$, но можно предположить, что подобного влияния не будет при $L_p / d_e > 100$. Данные по теплоотдаче для более длинных пластин, были изложены в работе [9]. В работе содержатся данные для коммерчески производимых пластин M10B производства Альфа Лаваль, которые приведены на рис. 6. Длина пластины составляет 720 мм и отношение L_p / d_e приблизительно равно 120. Ошибка прогноза модели не превышает 10 % для всех β , которые были равны 1) $\beta = 61^\circ$, 2) пластины с $\beta = 61^\circ$ и $\beta = 31^\circ$ (среднее значение $\beta = 46^\circ$), 3) $\beta = 31^\circ$. Это подтверждает достаточную точность разработанной

моделі при використанні применительно к коммерческим пластинам.

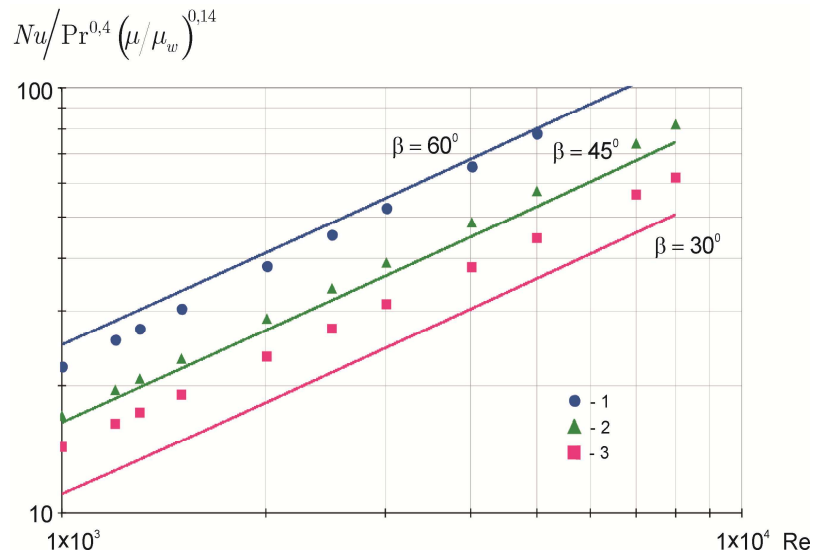


Рисунок 5 – Сравнение с данными работы [8]

1 – $\beta = 60^\circ$; 2 – $\beta = 60^\circ + 30^\circ$; 3 – $\beta = 30^\circ$ ($\gamma = 0.556$, $Fx = 1.29$)

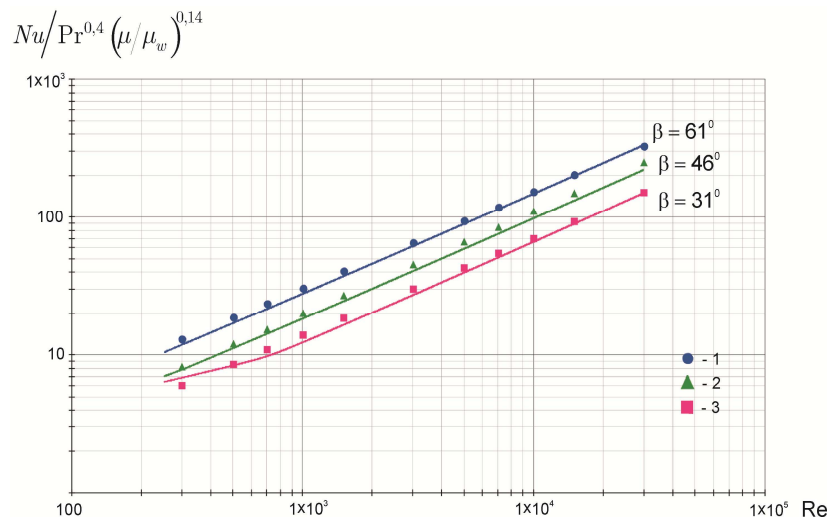


Рисунок 6 – Сравнение с данными работы [9]

1 – $\beta = 61^\circ$; 2 – $\beta = 61^\circ + 31^\circ$; 3 – $\beta = 31^\circ$ ($\gamma = 0.588$, $Fx = 1.21$)

Выводы. Представленная математическая модель позволяет спрогнозировать коэффициент теплоотдачи в каналах ПТА по данным геометрических параметров гофрировки, таких, как угол гофрировки β , определяющее соотношение γ , и коэффициент увеличения площади поверхности Fx . Сравнение с данными, доступными в литературе показали, что ошибка расчета теплоотдачи, прогнозируемой по предложенной модели, не превышает 15 % при следующих диапазонах параметров гофрировки: β от 14° до 65° ; γ от 0.5 до 1.5; Fx от 1.14 до 1.5. Результаты расчетов справедливы для чисел Рейнольдса от 100 до 25000 для обоих видов гофрировок: синусоидальной и треугольной со скругленными вершинами. Сравнение с данными для некоторых коммерческих пластин также дало хорошие результаты, но для углов β ниже 30° должно быть сделано ограничение для отношения длины пластины к эквивалентному диаметру (отношение L_p/d_e должно быть меньше 100).

Литература

1. Wang L., Sunden B., Manglik R.M. PHEs. Design, Applications and Performance. – Southhampton: WIT Press, 2007.
2. Dović D, Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry. // Int. J. Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52. – p. 4553–4563.
3. Товажнянський Л.Л., Капустенко П.А., Цыбульник В.А. Теплообмен и гидравлическое сопротивление щелевидных каналов сетчато-поточного типа пластинчатых теплообменников // Изв. вузов «Энергетика» – М., 1980.– № 9.–с. 123–125.
4. 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.
5. Арсеньева О.П. Обобщенное уравнение для расчета гидравлического сопротивления каналов пластинчатых теплообменников // Интегрированные технологии и энергосбережение – Харьков: НТУ «ХПИ», 2010. – № 4. – с. 112–117.
6. Савостин А.Ф., Тихонов А.М. Исследование характеристик пластинчатых поверхностей нагрева // Теплоэнергетика. –1970 – № 9. – с. 75–78.
7. Heavner R.L., Kumar H., Wanniarachchi A.S. Performance of an industrial plate heat exchanger: effect of chevron angle // AIChE Symposium Series. – New-York, 1993. – Vol. 89 (295). – p. 262–267.
8. A. Muley, R.M. Manglik. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates // ASME J. HeatTransfer. – 1999. – Vol. 121. – p. 110–117.
9. Arsenyeva O., Tovazhnyansky L., Kapustenko P., Khavin G. Mathematical Modelling and Optimal Design of Plate-and-Frame Heat Exchangers. // Chemical Engineering Transactions. – 2009. – 18, 791–796 DOI: 10.3303/CET0918129.

Bibliography (transliterated)

1. Wang L., Sunden B., Manglik R.M. PHEs. Design, Applications and Performance. – Southhampton: WIT Press, 2007.
 2. Dović D, Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry. Int. J. Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52. – p. 4553–4563.
 3. Tovazhnyansky L.L., Kapustenko P.A., Cybul'nik V.A. Teploobmen i gidravlichesкое soprotivlenie shhelevidnyh kanalov setchato-potochnogo tipa plastinchatykh teploobmennikov Izv. vuzov «Energetika» – М., 1980.– # 9.–с. 123–125.
 4. 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.
 5. Arsen'eva O.P. Obobshhennoe uravnenie dlja rascheta gidravlichesкого soprotivlenija kanalov plastinchatykh teploobmennikov Integrirovannie tehnologi i energosberezhenie – Har'kov: NTU «HPI», 2010. – # 4. – p. 112–117.
 6. Savostin A.F., Tihonov A.M. Issledovanie harakteristik plastinchatykh poverhnostej nagreva Teplojenergetika. –1970 – # 9. – p. 75–78.
 7. Heavner R.L., Kumar H., Wanniarachchi A.S. Performance of an industrial plate heat exchanger: effect of chevron angle AIChE Symposium Series. – New-York, 1993. – Vol. 89 (295). – p. 262–267.
 8. A. Muley, R.M. Manglik. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates ASME J. HeatTransfer. – 1999. – Vol. 121. – p. 110–117.
 9. Arsenyeva O., Tovazhnyansky L., Kapustenko P., Khavin G. Mathematical Modelling and Optimal Design of Plate-and-Frame Heat Exchangers. Chemical Engineering Transactions. – 2009. – 18, 791–796 DOI: 10.3303/CET0918129.
- УДК 66.045.01

Арсеньева О.П.

ПЕРЕДАВАННЯ ТЕПЛА ТА ІМПУЛЬСУ У КАНАЛАХ ПЛАСТИНЧАСТИХ ТЕПЛОБМІННИХ АПАРАТІВ

У статті розглянуто вплив між інтенсифікацією теплообміну та гідравлічним опором в каналах пластинчастих теплообмінних апаратів (ПТА) за допомогою модифікованих аналогій Рейнольдса для переда-

вання тепла та імпульсу. Запропонована формула для розрахунку частки втрат напору через тертя у загальному гідравлічному опорі. Отримана модель дозволяє розрахувати теплопередачу плівки в каналах ПТА на основі даних по гідравлічному опорі у основному полі теплопередачі. Розрахунки порівнюються з літературними даними з експериментів у каналах з поперечно гофрованими стінками. Добре узгодження стверджує припущення, зроблене при утворюванні рівняння об існуванні в каналах ПТА аналогії між передаванням тепла та імпульсу у запропонованому вигляді.

Olga Arsenyeva

THE HEAT AND MOMENTUM TRANSFERS RELATION IN CHANNELS OF PLATE HEAT EXCHANGERS

The link between heat transfer intensity and hydraulic resistance of PHE channels is determined with the use of modified Reynolds analogy of heat and momentum transfer. The formula to estimate the share in total hydraulic resistance of pressure loss due to friction is proposed. The resulting model enables to calculate film heat transfer coefficients in PHE channels on a data of hydraulic resistance of the main heat transfer field. The calculations are compared with the available in literature experimental results on heat transfer in channels with cross corrugated walls. The good agreement confirms the assumptions made on deriving equation and existence in PHE channels of the analogy between heat and momentum transfer in proposed form.

ДЖЕРЕЛО ЕНЕРГІЇ ДЛЯ РУЙНУВАННЯ МІНЕРАЛЬНИХ СЕРЕДОВИЩ

Для термічного руйнування природних мінеральних середовищ у гірничодобувній, каменеобробній та будівельній промисловості використовуються газоструменеві термоінструменти, що працюють на газоподібному окислювачі (кисень, повітря) та рідкому пальному (керосин, бензин).

Значний інтерес являє собою використання в цих інструментах у якості пального горючого природного газу, що має не тільки підвищену теплоту згоряння, але й значно меншу, у три–чотири рази, вартість.

Термодинамічними розрахунками нами встановлено теоретичні залежності температури робочого тіла (газу) у камері згоряння T_k та на виході з реактивного сопла T_a , та швидкості його витікання W_a від тиску в пальнику P_k та коефіцієнту надлишку повітря α_T .

Оскільки теплота згоряння природних газів приблизно однакова (табл. 1), обмежимося аналізом параметрів робочого тіла пальників, що працюють на шебелинському газі, припускаючи, що отримані дані будуть достатньо наближеними для випадків роботи пальника з використанням інших горючих газів.

Таблиця 1 – Теплота згоряння деяких палив, що використовуються в реактивних пальниках

Назва пального	Найнижча теплота згоряння Q_n	
	МДж/м ³	МДж/кг
Рідке пальне:		
бензин	–	43,08
керосин	–	42,66
Природний газ:		
шебелинський (Харків)	34,90	48,14
дашавський (Київ)	35,65	48,84
мелітопольський (Запоріжжя)	35,09	48,14

При дослідженні було прийнято такі параметри шебелинського газу:

- умовна формула $C_{1,0068}H_{4,0984}O_{0,002}N_{0,0314}$;
- температура горіння на вході в пальник $T_0 = 300$ °К;
- тиск на виході з пальника $P_a = 0,1$ МПа.
- тиск у камері згоряння змінювався від $P_{k\min}$, за якого встановлюється швидкість звуку на зрізі сопла 2,5 МПа;
- коефіцієнт надлишку повітря α_T змінювався у межах 0,7–3,0.

Основні результати розрахунків наведено в табл. 2, 3 та на рис. 1, 2.

Таблиця 2 – Параметри газу в камері згоряння пальника

α_T	$T_k, \text{ }^\circ\text{K}$			Без урахування дисоціації			$P_{k\min}, \text{ МПа}$	$M, \frac{\text{кг}_{\text{пальн}}}{\text{кг}_{\text{пал}}}$
	з дисоціацією	без дисоціації	\bar{T}_k ($\alpha_m = \text{const}$)	$R_k, R_a,$ кДж/(кг·К)	к	$\beta,$ сек		
0,7	1958	1959	1,00	0,33; 0,53	1,27	124,0	0,181	12,60
0,8	2100	2104	1,00	0,32; 0,53	1,26	126,5	0,180	14,26
0,9	2219	2226	1,00	0,31; 0,46	1,25	128,6	0,180	15,92
1,0	2249	2328	1,00	0,30; 0,77	1,24	130,2	0,179	17,58
1,1	2148	2189	1,00	0,30; 0,52	1,26	125,4	0,180	19,23
1,2	2049	2068	1,00	0,30; 0,43	1,26	121,7	0,180	20,90
1,5	1783	1788	1,00	0,30; 0,23	1,27	112,5	0,181	25,86
2,0	1480	1481	1,00	0,30; 0,30	1,30	93,67	0,183	34,15
3,0	1137	1137	1,00	0,30; 0,83	1,32	87,94	0,184	50,73

Як видно з табл. 2, температура робочого тіла в камері згоряння T_k з урахуванням дисоціації та без неї відрізняється за значенням тільки при α_T , близькими до одиниці. Оскільки ця відмінність є незначною, то з достатнім для практики ступенем точності при термодинамічних розрахунках дисоціацію продуктів згоряння можна не враховувати.

Незважаючи на те, що теплота згоряння природного газу вище за теплоту згоряння бензину на 8–13 % (див. табл. 1), температура згоряння T_k в першому випадку нижче, ніж у другому на 2–3 %.

Це пояснюється тим, що виділене при спалюванні шебелинського газу тепло йде на підігрівання більшої кількості робочого тіла (див. табл. 2):

$$M = 1 + \alpha_T v_0,$$

де v_0 – теоретично необхідна кількість повітря для спалювання 1 кг пального.

Окрім того, до складу продуктів згоряння входить дещо більша кількість води, що має більшу теплоємність.

Температура газового струму на зрізі сопла T_a також є відповідно нижчою.

Швидкість же витікання W_a на 1,0–1,5 % вище, що пояснюється більшою високою працездатністю продуктів згоряння, тобто більш високим значенням газової константи R_k і R_a (див. табл. 2).

Таким чином, енергетичні можливості газових струменів при спалюванні природного газу в пальниках не менші, а навіть дещо більші, якщо врахувати, що кількість робочого тіла в цьому випадку на 11–12 % більша, ніж у випадку застосування бензину.

Мінімальний тиск в камері згоряння пальника P_{kmin} , за якого забезпечується звукова швидкість газового струменю, змінюється в дуже вузьких межах, тобто майже не залежить від α_T (див. табл. 2). Це пояснюється тим, що при $P_a = 0,1$ МПа значення P_{kmin} , як це видно з рівності

$$P_{kmin} = \left(\frac{\kappa + 1}{2} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa - 1}},$$

визначається тільки показником адиабати κ , що також обмежено залежить від α_T .

Ця обставина дозволяє вважати $P_{kmin} = \text{const}$ та приймати його в якості вихідного для дослідження залежності T_a та W_a від P_k .

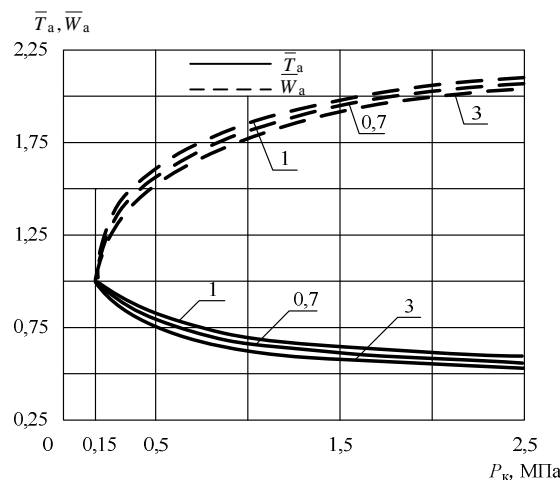


Рисунок 1 – Відносні зміни \bar{T}_a та \bar{W}_a залежно від P_k (цифрами на кривих наведено значення α_T)

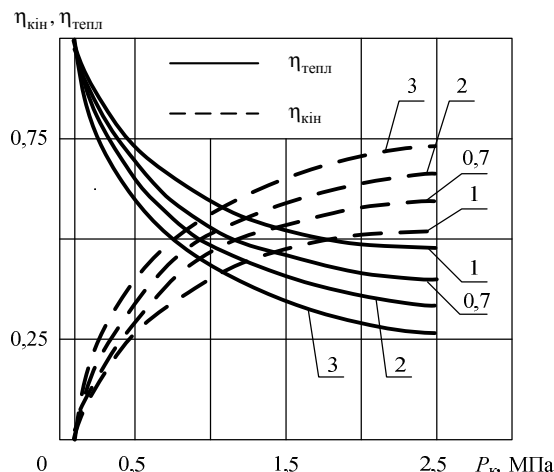


Рисунок 2 – Криві розподілу наявної енергії на зрізі сопла на $\eta_{\text{кін}}$ та $\eta_{\text{тепл}}$ залежно від α_T та P_k (цифрами на кривих наведено значення α_T)

Характер змін T_a та W_a від P_k аналогічний випадку роботи пальника на бензині. Характерним є тут те, що при збільшенні P_k темп зростання \bar{W}_a та зменшення \bar{T}_a уповільнюється: при підвищенні тиску від $P_a = 0,18$ МПа до $P_a = 0,5$ МПа приріст W_a складає 57 %, а зниження T_a – 18 %; при зміні P_k від 0,5 до 1,0 МПа W_a збільшується тільки на 25 %, а T_a зменшується на 10 %. При подальшому збільшенні P_k темп зміни \bar{W}_a та \bar{T}_a суттєво знижується.

Розглядаючи криві залежності \bar{W}_a та \bar{T}_a від P_k (див. рис. 1) та криві розподілення наявної енергії на зрізі сопла між тепловою $\eta_{\text{тепл}}$ та кінетичною енергією $\eta_{\text{кін}}$ (див. рис. 2), приходимо до висновку про недоцільність підвищення тиску в камері згорання реактивного пальника, що працює на стисненому повітрі та природному газі, вище 1,5–20 МПа. Такий же висновок можна зробити при розгляданні газових струменем бензо-повітряних пальників.

Комплекс основних параметрів пальника

$$\beta = \frac{\sqrt{R_k T_k}}{A_{\text{п}}},$$

де

$$A_{\text{п}} = \sqrt{\text{кг}} \left(\frac{2}{\kappa + 1} \right)^{\frac{\kappa + 1}{2(\kappa - 1)}},$$

а також витрата робочого тіла $\bar{M}F$ на одиницю критичного дотину сопла $F_{\text{кр}}$, що визначається зі залежності

$$\bar{M}F = \frac{M}{F_{\text{кр}}} = \frac{P_k}{\beta},$$

того ж порядку, що й для бензо-повітряного пальника.

Висновки

1. Переведення газоструменевих термоінструментів на природний газ дозволить за рахунок меншої вартості пального значно знизити собівартість робіт, що виконуються.
2. Енергетичні можливості газових струменів при використанні газу вище, оскільки в цьому разі при другорядних однакових умовах кількість робочого тіла на 11–12 % більше, ніж у випадку використання бензину.

Таблиця 3 – Параметри газових струменів на виході з реактивного сопла

P_k , МПа	α_T	T_k , °К	W_a , м/с	\bar{T}_a та $\bar{W}_a = f(P_k)$		\bar{T}_a та $\bar{W}_a = f(P_k)$		M_F , г/см ²
				\bar{T}_a	\bar{W}_a	\bar{T}_a	\bar{W}_a	
0,18	0,7	1729	843	1,00	1,00	0,832	0,956	14,51
	0,9	1976	876	1,00	1,00	0,951	0,993	13,99
	1,0	2078	882	1,00	1,00	1,000	1,000	13,82
	1,2	1831	828	1,00	1,00	0,881	0,938	14,79
	1,5	1578	765	1,00	1,00	0,759	0,867	15,99
	2,0	1293	692	1,00	1,00	0,622	0,784	17,77
	3,0	986	603	1,00	1,00	0,474	0,683	20,47
0,5	0,7	1391	1325	0,804	1,570	0,818	0,949	40,30
	0,9	1613	1375	0,816	1,570	0,939	0,985	38,87
	1,0	1704	1395	0,820	1,581	1,000	1,000	38,39
	1,2	1484	1300	0,810	1,570	0,870	0,932	41,08
	1,5	1269	1202	0,804	1,570	0,744	0,861	44,43
	2,0	1021	1083	0,789	1,565	0,599	0,776	49,38
	3,0	769	941	0,779	1,560	0,451	0,674	56,85
1,0	0,7	1201	1531	0,694	1,816	0,806	0,947	80,61
	0,9	1404	1592	0,710	1,817	0,942	0,985	77,74
	1,0	1490	1616	0,717	1,832	1,000	1,000	76,78
	1,2	1287	1503	0,702	1,815	0,863	0,930	82,16
	1,5	1096	1389	0,694	1,815	0,735	0,859	88,86
	2,0	870	1248	0,673	1,803	0,584	0,772	98,76
	3,0	650	1083	0,659	1,796	0,436	0,670	113,71
1,5	0,7	1101	1628	0,636	1,932	0,799	0,946	120,92
	0,9	1295	1695	0,655	1,935	0,939	0,985	116,61
	1,0	1378	1721	0,663	1,951	1,000	1,000	115,17
	1,2	1183	1600	0,646	1,932	0,858	0,930	123,24
	1,5	1005	1477	0,637	1,931	0,729	0,859	133,29
	2,0	792	1325	0,612	1,915	0,574	0,772	148,15
	3,0	589	1149	0,597	1,905	0,427	0,670	170,57
2,5	0,7	988	1733	0,571	2,055	0,791	0,945	201,53
	0,9	1169	1805	0,591	2,061	0,936	0,984	194,35
	1,0	1249	1834	0,601	2,079	1,000	1,000	191,95
	1,2	1064	1704	0,581	2,058	0,852	0,929	205,40
	1,5	901	1572	0,571	2,055	0,721	0,857	222,16
	2,0	704	1408	0,544	2,034	0,563	0,767	246,90
	3,0	521	1219	0,582	2,021	0,417	0,664	284,28

Література

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.

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.

УДК 629.7.036.22

Загребельная Л.И., Кобец Е.В.

ИСТОЧНИК ЭНЕРГИИ ДЛЯ РАЗРУШЕНИЯ МИНЕРАЛЬНЫХ СРЕД

Рассматривается использование природного газа в газоструйном термоинструменте для разрушения природных минеральных сред.

Zagrebelnaya L.I., Kobets E.V.

THE ENERGY SOURCE FOR MINERAL MEDIUMS DESTRUCTION

The application of natural gas in the gas-jet thermal instrument for mineral mediums destruction is researched in the paper.

К РАСЧЕТУ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОТДАЧИ В ШИРОКОКАНАЛЬНЫХ ПЛАСТИНЧАТЫХ ГРЕЮЩИХ КАМЕРАХ

Постановка цели и задач исследования. Процесс выпаривания получил широкое распространение в различных отраслях промышленности, поскольку много веществ, в частности сахар, поваренная соль, щелочные металлы, аммиачная селитра и другие, поступают на переработку в виде слабых водных растворов, а в готовом виде для потребления, хранения или транспортировки должны быть полностью или частично обезвожены.

Для этого в химической, целлюлозно-бумажной, пищевой, металлургической и других отраслях применяются выпарные аппараты, которые также распространены для утилизации сточных вод разных производств. Предназначены они для повышения концентрации твердого вещества, которое находится в растворе, или частичного выделения его в твердом виде из пересыщенного раствора испарением растворителя.

Как известно, в настоящее время остро стоит вопрос энергосбережения. Экономия энергии в выпарных установках может достигаться тремя способами: многоступенчатым испарением; применением термокомпрессора со струйным сжатием пара (парового эжектора); применением термокомпрессора с механическим сжатием пара (компрессора с электроприводом или с приводом от ДВЗ).

Применение многоступенчатой выпарной установки уменьшает потребление теплоты за счет использования вторичного пара предыдущего корпуса как греющей пара в следующем корпусе. Увеличение числа корпусов приводит с одной стороны к увеличению экономии теплоты, но с другой стороны увеличивает капиталовложения. Так, двухкорпусная выпарная установка по сравнению с однокорпусной экономит 50 % пара, а трехкорпусная по сравнению с двухкорпусной – только 17 %. При этом увеличение количества корпусов приводит к понижению температурного напора в каждом корпусе, требует увеличения площади теплопередающих поверхностей, и увеличивает стоимость установки. Поэтому много внимания уделяется вопросам выбора и оптимизации выпарного оборудования.

Анализ используемых выпарных аппаратов. Конструкции выпарных аппаратов зависят от типа используемого теплоносителя и метода передачи тепла от теплоносителя к упаренного раствора. Как греющий теплоноситель в выпарных аппаратах используется водяной пар, газ, высокотемпературные теплоносители (расплавы солей), электричество. Наиболее распространенным теплоносителем является водяной пар (высокая теплоемкость, высокий коэффициент теплоотдачи при конденсации, постоянная температура конденсации при заданном давлении, возможность простой и быстрой регуляции). Выпарные аппараты бывают:

- 1) поверхностного типа с газовым, жидким и паровым теплоносителем;
- 2) контактного типа при непосредственном нагреве раствора горячими газами;
- 3) с электрическим нагревом.

Наиболее широкое распространение (до 95 %) получили выпарные аппараты поверхностного типа с паровым обогревом. Поверхность нагрева в таких аппаратах создается с помощью трубок (трубчатые испарительные аппараты), или с помощью штампованных пластин (пластинчатые испарительные аппараты).

Пластинчатые аппараты предназначены для нагрева, охлаждения, конденсации и испарения жидких теплоносителей при проведении разнообразных технологических процессов в энергетике и других отраслях промышленности. Поверхность теплообмена таких аппаратов образуется набором тонких штампованных пластин с гофрированной поверхностью и отверстиями для прохода рабочих сред. Они имеют некоторые преимущества над кожухотрубчатыми:

- высокий коэффициент теплопередачи ($1900 \div 5000$) Вт/м²·К при невысоких значениях Re (в пластинчатом теплообменнике уже при $Re \geq (50 \div 200)$ стабилизация потока нарушается, поток становится турбулентным) и относительно небольшой разности давления, что позволяет снизить затрату мощности на транспортировку теплоносителя;
- высокая скорость циркуляции раствора и диапазон температур рабочей среды ($-40^\circ\text{C} \div 200^\circ\text{C}$);
- использование меньших производственных площадей, чем для при использовании трубчатого теплообменника равной производительности (в 2–3 раза);
- сниженная склонность к загрязнениям поверхности нагрева;
- возможность изменения поверхности теплообмена путем добавления или снятия соответствующего количества пластин;

– отсутствие теплоизоляции и доступность поверхности нагрева к обслуживанию (очистка, замена пластин), надежность в эксплуатации.

В разборных и полуразборных конструкциях разборку и сборку аппаратов при очистке теплопередающих поверхностей от загрязнений можно осуществить быстро и при минимальных расходах труда.

Недостатками данной конструкции являются: невозможность эксплуатации при высоком давлении >1,6 МПа, сложность в подборе стойких материалов для прокладок.

Исследование работы выпарного аппарата с ширококанальной греющей камерой. В работе исследовалась выпарная установка с ширококанальной пластинчатой греющей камерой. Для подогрева начального раствора применяется пластинчатые теплообменники. Поток рабочей среды в каналах, образованных пластинами, поддается искусственной турбулизации при сравнительно малых расходах энергии. Нарушение стабилизации пограничного подслоя способствует повышению интенсивности теплоотдачи. Кроме того, наличие мелких кристаллов сахара в циркулирующей суспензии способствует интенсификации процесса теплообмена, что положительно влияет на картину теплообмена в целом.

Для достижения эффективной работы выпарного аппарата пар вводится в греющую камеру так, чтобы обеспечить ее равномерное распределение по пластинам камеры и турбулизацию стекающей пленки конденсата.

В публикуемой статье рассматриваются параметры, которые описывают процесс теплообмена в щелевых каналах пластинчатых греющих камер. Приведены результаты проведенных экспериментов и обобщенные критерии данного процесса

К особенностям теплообмена в таких камерах можно отнести следующие процессы:

1. Кипение протекает в малом объеме (в каналах, толщина которых не превышает $\delta_k=8\div 10$ мм);
2. Происходит образование парорастворимой смеси (до 40 % массы пара);
3. Жидкость, окружающая паровой пузырь, имеет температуру нагрева превышающую температуру кипения при давлении в сепараторе (имеет место термодинамическая депрессия);
4. Идет образования парового пузыря, скорость образования которого зависит от термодинамической депрессии, а частота его отрыва – от величины температурного напора.

Проведённые исследования и анализ работы выпарных аппаратов с пластинчатой поверхностью нагрева позволяют выявить параметры, влияющие на значение коэффициента теплоотдачи. Функциональная зависимость коэффициента теплоотдачи от определяющих его параметров имеет следующий вид:

$$\alpha = f(\Delta t_n, v_{мер}, \delta, \sigma, c, r_{ен}, \lambda_p, \rho_{ен}, d_0, \tau). \quad (1)$$

Используя метод анализа размерностей, сводим эту зависимость к безразмерной форме и получаем ряд безразмерных критериев, выражающих качественную связь между коэффициентом теплоотдачи и вышеперечисленными параметрами. Таким образом были получены следующие обобщённые переменные:

$$\begin{aligned} Re = \frac{\omega'' \cdot d_0}{\nu}; \quad \omega'' = \frac{q}{r_{ен} \cdot \rho_{ен}}; \quad d_0 = \left(\frac{\sigma}{g(\rho_{жс} - \rho_{ен})} \right)^{0.5}; \quad Nu = \frac{\alpha \cdot d_0}{\lambda} \\ We = \frac{\omega''^2 \cdot \rho_{ен}'' \cdot d_0}{\sigma}; \quad v_{мер} = \frac{\rho_{ен}}{\rho_{жс}} \times \frac{r_{ен}}{c_n}; \quad q = 8,65(t_{zn} - t_{кин})^{1.46} \cdot \left(\frac{L_{np}}{d_0} \right)^{0.717} \cdot (v_{мер})^{0.136} \cdot \left(\frac{Pr_g}{Pr_p} \right)^{0.4} \end{aligned}$$

Получено уравнение, которое связывает обобщенные переменные и имеет вид:

$$Nu = c \cdot Re^{x_1} \cdot We^{x_2} \cdot (v_{мер} / \Delta t_n)^{x_3} \cdot Pr^{0.4},$$

где $C_0, x_1; x_2; x_3$ – безразмерные коэффициенты, значения которых были определены используя экспериментальные данные (табл. 1). Обработка результатов эксперимента позволила получить следующие значения искомых коэффициентов

$$C_0 = 5,48; \quad x_1 = 0,115(v_{тер})^{-0,1}; \quad x_2 = 0,055(v_{тер})^{-0,1}; \quad x_3 = 0,2.$$

Таблица 1 – Расчетные данные

	Полезная разность температур, Δt_{np} , °C	Температура стенки $t_{ст}$, °C	Перепад температуры конденсата $\Delta t_{кп}$, °C	Термодинамическая постоянная $U_{тер}$, °C	Общая тепловая нагрузка Q, кВт	d_0	w	q	Критерий Re	Критерий We
1	8,0	76	4,0	0,123	10,245	8,2	5,52	2760,7	111763	0,0837
2	13,0	78,05	6,5		26,78		11,215	5609,0	227069	0,3456
3	18,0	81	9,0		42,377		18,05	9016,8	365052	0,8933
4	12,0	94	6,0	0,223	26,54	8,0	6,0	5411,5	143713	0,189
5	17,0	96,5	8,5		44,15		9,98	8997,56	239042	0,5228
6	22,0	99	11,0		59,0		14,534	13110,4	348120	1,1087
7	6,0	107	3,0	0,379	17,293	7,9	1,38	2113,15	38387	0,0177
8	11,0	109,5	5,5		33,688		3,343	5120,06	92992	0,1036
9	16,0	112	8,0		49,185		5,78	8848,04	160782	0,3098
10	8,0	116	4,0	0,4865	27,36	7,8	2,357	4611,23	69903	0,06745
11	16,0	120	8,0		58,5		5,56	10877,32	164897	0,3753
12	20,0	122	10,0		71,85		7,452	14580,37	221010	0,674

Таблица 2 – Замеренные данные и физические свойства исследуемого раствора

№	Греющий пар		Вторичный пар				Раствор							
	Давление $P_{гп}$, МПа	Температура $t_{гп}$, °C	Давление $P_{вп}$, МПа	Температура $t_{вп}$, °C	Теплота парообразования r , Дж/кг	Плотность ρ_p , кг/м ³	Расход G_v , кг/с	Температура t_0 , °C	Температура t_k , °C	Плотность при $t_k - \rho_p$, кг/м ³	Теплоемкость C_p , Дж/кг·K	Поверхностное натяжение σ , Н/м ²	Теплопроводность λ_s , Вт/м·K	Кинематическая вязкость ν , Па/с, 10 ⁶
1	0,0483	80	0,0361	72	2328,4	0,2148	0,0044	70	72	970,8	4185	0,641	0,666	0,405
2	0,059	85					0,0115							
3	0,0765	90					0,0182							
4	0,103	100	0,066	88	2287,8	0,3943	0,0116	86	88	966,4	4190	0,601	0,678	0,334
5	0,123	105					0,0193							
6	0,146	110					0,0258							
7	0,146	110	0,119	104	2245,9	0,682	0,0077	102	104	955,4	4230	0,581	0,684	0,284
8	0,172	115					0,015							
9	0,202	120					0,0219							
10	0,202	120	0,156	112	2224,5	0,8795	0,0123	110	112	949,4	4235	0,565	0,685	0,263
11	0,2593	128					0,0265							
12	0,2933	132					0,0323							

Выводы. Изучение работы выпарной установки с кипением раствора в щелевых каналах пластинчатой греющей камеры, предназначенной для выпаривания сахарного сиропа, позволило определить параметры, описывающие процесс теплообмена в ширококанальных пластинчатых греющих камерах. В ходе исследования были получены обобщенные критерии данного процесса и на основе результатов проведен-

них раннее экспериментов было получено критериальное уравнение, позволяющее определять значение коэффициента теплоотдачи.

Литература

1. Фокин В.С., Динилов Д.Ю., Шульгин Ю. В. Исследование работы пластинчатой греющей камеры с кипением в каналах. С. 62–69
2. Фокин В.С., Кошельник В.М., Збараз Л.И. К постановке и решению задачи переноса тепла при движении кипящих теплоносителей в щелевых каналах. Коммунальное хозяйство городов. Выпуск 33. – К.: Техника.– 2001.– 173 с.
3. Нечипоренко Д.И., Данилов Д.Ю., Фокин В.С. Исследование работы выпарного аппарата с разборной ширококанальной пластинчатой греющей камерой. – Х.: Вестник НТУ «ХПИ».– №12.– 2004.

Bibliography (transliterated)

1. Fokin V.S., Dinilov D.Ju., Shul'gin Ju. V. Issledovanie raboty plastinchatoj grejushhej kamery s kipeniem v kanalah. p. 62–69
2. Fokin V.S., Koshel'nik V.M., Zbaraz L.I. K postanovke i resheniju zadachi perenosa tepla pri dvizhenii kipjashhih teplonositelej v shhelevyh kanalah. Kommunal'noe hozjajstvo gorodov. Vypusk 33. – K.: Tehnika.– 2001.– 173 p.
3. Nechiporenko D.I., Danilov D.Ju., Fokin V.S. Issledovanie raboty vyparnogo apparata s razbornoj shorokokanal'noj plastinchatoj grejushhej kameroj. – X.: Vestnik NTU «HPI».– #12.– 2004.

УДК 66.048.54

Фокін В.С., Павлова В.Г., Іванова І.В.

ДО РОЗРАХУНКУ КОЕФІЦІЄНТА ТЕПЛОВІДДАЧІ В ШИРОКОКАНАЛЬНИХ ПЛАСТИНЧАСТИХ ГРІЮЧИХ КАМЕРАХ

У статті розглянуті питання, що до застосування випарних апаратів в різних галузях промисловості. Представлені параметри, що описують процес теплообміну в ширококанальних пластинчастих гріючих камерах. Приведені узагальнені критерії цього процесу і результати проведених експериментів. Отримано критериальне рівняння, що дозволяє визначати значення коефіцієнта тепловіддачі.

Fokin V.S., Pavlova V.G., Ivanova I.V.

CALCULATION OF HEAT TRANSFER COEFFICIENTS IN PLATE HEAT OF WIDE-CHANNEL WARMING CHAMBERS

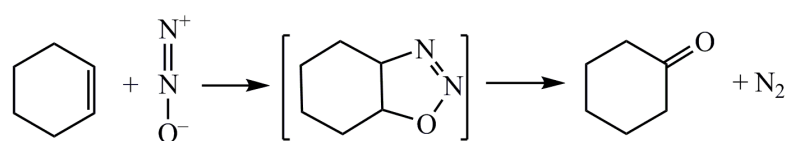
The article deals with questions concerning application of evaporative units in different fields of industry. Presented parameters describing the heat transfer process of wide-channel warming chambers. The article brought generalized criteria of this process and results of the conducted experiments. Criterion equation obtained allows to determine the coefficient of heat transfer.

Близнюк О.М., Савенков А.С., Огурцов О.М.

ДОСЛІДЖЕННЯ КІНЕТИЧНИХ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНОГО
ОКИСНЕННЯ АМІАКУ ДО N₂O НА Mn-Ni-Bi-Li-O КАТАЛІЗАТОРІ

Постановка і актуальність задачі. Нітроген (I) оксид традиційно знаходить застосування в різних областях народного господарства: у медицині як анестезуючий засіб, в напівпровідниковій промисловості як засіб очищення, у фармацевтиці, косметичній і харчовій промисловості, а також як добавка для ракетного палива. Об'єми споживання N₂O в цих галузях відносно невеликі. Установки одиначної потужності, як правило, не більше 5 тисяч тонн на рік, що задовольняють необхідні потреби в N₂O, базуються на термічному розкладанні нітрит-нітратних солей. Подальше збільшення потужності таких установок практично неможливе унаслідок високої вибухонебезпеки процесу [1].

Розробка нових каталітичних процесів органічного синтезу, наприклад, газозфазної одностадійної технології прямого окиснення бензолу в фенол нітроген (I) оксидом:



вимагає розробки нових великотоннажних технологій одержання N₂O як цільового продукту (з одиначною потужністю на порядок більшою, 50-100 тисяч тонн на рік). Можливим напрямом створення таких процесів є селективне окиснення аміаку киснем в N₂O [2]. З літератури відомо, що високу активність і селективність проявляють складні оксидні каталізatori на основі MnO₂, серед яких особливе місце займає композиція Mn-Bi-O, у присутності якої селективність по N₂O істотно вище за селективність індивідуального манган оксиду. Слід зазначити, що крім високої активності ці каталізatori також повинні задовольняти наступним вимогам: забезпечення високої селективності по N₂O і низькій селективності по NO у всьому температурному інтервалі здійснення процесу окиснення аміаку; ефективність роботи в умовах, коли реакційна суміш містить кисень в кількості близькому, або нижче стехіометрично необхідного; високий ступінь використання активного компоненту; висока механічна міцність [3].

Як правило, відомі масивні каталізatori на основі манган оксиду не задовольняють всієї сукупності вказаних вище вимог [3-7]. Крім того, дослідження на відомих масивних каталізаторах проводилися тільки при достатньо низьких температурах. У зв'язку з цим утворення NO не враховувалося. Дослідження впливу концентрації аміаку проводилося в достатньо вузькому діапазоні (5-10% об.) при великому надлишку кисню в суміші (85-90 % об.), а вплив води не був досліджений. Очевидно, що для оптимізації процесу потрібне вивчення кінетики реакції в широкому температурному діапазоні, при варіюванні в широкому інтервалі концентрації реагентів.

Виходячи з літературних даних і для досягнення поставленої мети, в ході дослідження необхідно було вирішити наступні завдання: розробити високоселективний відносно N₂O каталізатор і вивчити його фізико-хімічні властивості; вибрати оптимальні умови проведення процесу, при яких досягалася б максимальна селективність по N₂O і мінімальна – по NO; встановити чинники, що визначають селективність реакції окиснення аміаку до закису азоту

Експеримент. Установа з проточним реактором ідеального витіснення використовувалася для дослідження каталітичних властивостей різних зразків каталізatori, визначення основних закономірностей перебігу реакції при різних температурах і складі реакційної суміші, визначення умов проведення реакції, що забезпечують максимальну селективність по закису азоту. Каталітичні характеристики зразків каталізатора визначали при різних температурах і часах контакту, оцінюючи їх за ступенем перетворення аміаку і селективності по N₂O і NO. Реактор розміщався всередині безградієнтної електричної печі з обдуванням. Визначення N₂O із суміші проводилося на хроматографі Цвет-100, з детектором по теплопровідності, вимірювання мікрокількостей N₂O було проведено на аналітичному газовому хроматографі Цвет-500М з детектором електронного захоплення, що оснащений програмою для обробки хроматографічних піків. Методика дозволяла досліджувати процес в широкому інтервалі змін технологічних параметрів і вивчати вплив на вихід N₂O тільки одного з параметрів – тиску, температури, часу каталізу або лінійної швидкості суміші. Точність хроматографічного аналізу наступна: NH₃, H₂O, NO – 10 %, N₂, NO, O₂ – 5 %. Установа з проточно-циркуляційним реактором використовувалася для визначення кінетич-

них закономірностей перебігу реакції, для отримання однопараметричних залежностей швидкостей окиснення аміаку і утворення продуктів реакції від концентрації реагентів і продуктів реакції при різних температурах [8-11]. Вплив концентрації кисню вивчали при фіксованих концентраціях аміаку в реакторі. Вплив концентрації аміаку вивчали при фіксованих концентраціях кисню в реакторі. Вплив води досліджувався при постійних концентраціях аміаку і кисню над каталізатором

Результати та обговорення. Досліджено широкий спектр каталізаторів, хімічний склад яких варіювали в широких межах для того, щоб охопити можливо більший діапазон електронної будови атомів каталізатора [9, 13]. Це дало можливість виявити вплив таких факторів, як енергія зв'язку реагент-каталізатор, наявність неспарених електронів в атомі металу, залежність каталітичної активності оксидів металів IV періоду від числа *d*-електронів і т.д. При збільшенні енергії зв'язку кисню з поверхнею q_s (зміни якої перевищують зміни енергій інших зв'язків з каталізатором) селективність оксидних каталізаторів по продукту м'якого окиснення (N_2) зростає, по продукту найбільш глибокого окиснення (NO) – падає, а селективність по N_2O (проміжна ступінь окиснення) проходить через максимум. При збільшенні ступеня окиснення та кількості зв'язків кисень-каталізатор, що розриваються, спостерігається зростання енергії активації і температур початку утворення продуктів. Зіставлення селективності оксидів по N_2O із типом провідності показує, що спостерігається якісна відповідність між типом провідності та енергією зв'язку кисню з поверхнею: напівпровідники р-типу характеризуються найменшою міцністю зв'язку кисню, ізолятори – найбільшими значеннями q_s . Активність зростає із зниженням енергії зв'язку кисень-каталізатор. Тобто високу селективність по N_2O можливо досягти при використанні каталізаторів, що характеризуються малими значеннями q_s , що співпадає з умовою найбільшої активності в сумарному процесі. Припущення при розробці каталізаторів: на складних каталізаторах спостерігаються ті ж співвідношення між температурами початку утворення N_2 , N_2O , NO; якісно виконуються залежності між енергією зв'язку кисню з поверхнею (q_s), активністю і селективністю; якісний склад продуктів при поверхневому відновленні складних оксидів такий же, як для простих оксидів [3]. Оскільки в межах груп однотипних систем їх каталітичні властивості в реакції окиснення визначаються переважно енергією зв'язку кисень-каталізатор, то модифікування каталізаторів можливо шляхом введення добавок, що утворюють з головним компонентом каталізатору нові хімічні сполуки або тверді розчини для цілеспрямованого підвищення активності та селективності за рахунок наближення q_s до оптимального значення.

На підставі цих теоретичних передумов та проведених експериментальних досліджень низькотемпературного окиснення аміаку на дво-, три- та чотирикомпонентних каталітичних системах запропоновано багатокомпонентні каталізатори складу Mn-Ni-Bi-Li-O із різним співвідношенням компонентів для низькотемпературного окиснення аміаку до N_2O як цільового продукту. Каталізатор, що показав найбільшу селективність, був вибраний для подальших досліджень на лабораторній установці залежності ступеня окиснення аміаку до N_2O від різних технологічних параметрів. Дослідження проводилися: при різному співвідношенні аміаку та кисню; температурі процесу 520÷620 К; часу контакту 0,1÷1,6 с; концентрації аміаку $C_{NH_3} = 4\div7$ об. %.

Аміак окиснюється з утворенням N_2 , N_2O і NO. Залежність ступеня окиснення аміаку до N_2O від часу контакту приведена на рис. 1 при різних температурах. Дослідження проводилися спочатку при надлишку аміаку (6% NH_3 + 5% O_2), потім при надлишку кисню (5% NH_3 + 6% O_2) при конверсії аміаку ~99,0–99,8 %. Результати дослідження показують, що до 610–620°K селективність по N_2O росте із зростанням температури, потім починає зменшуватися, оскільки починає зростати ступінь перетворення до NO.

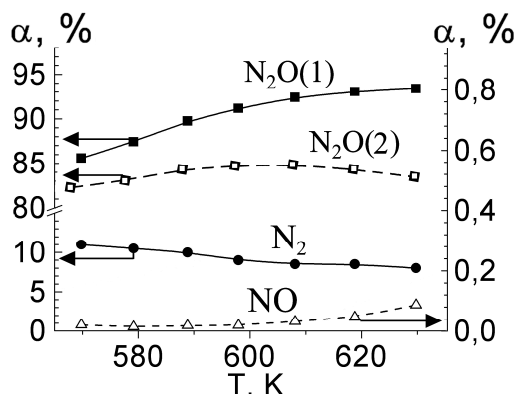


Рисунок 1 – Залежність селективності каталізатору Mn-Ni-Bi-Li-O від температури:
1 – надлишок O_2 , 2 – надлишок NH_3

При надлишку аміаку кількість нітроген (I) оксиду знижується із зростанням температури більше, можливо із-за взаємодії при високих температурах нітроген (I) оксиду з аміаком з утворенням молекулярного нітрогену при неповній конверсії аміаку або при нестачі кисню в реакційній суміші. Ймовірно реакція окиснення NH_3 киснем та реакція окиснення аміаку нітроген (I) оксидом є конкуруючими. Кисень є сильнішим окиснювачем, тому реакція окиснення аміаку нітроген (I) оксидом стає помітнішою при нестачі кисню в реакційній суміші. Отже, для зменшення внеску побічної реакції $3\text{N}_2\text{O} + 2\text{NH}_3 = 4\text{N}_2 + 3\text{H}_2\text{O}$, процес необхідно проводити в умовах надлишку кисню. В умовах надлишку кисню селективність запропонованого каталізатора по нітроген (I) оксиду істотно вище при високих температурах, чим в умовах надлишку NH_3 .

Вплив вмісту кисню у вихідній реакційній суміші на селективність каталізатору показано на рис. 2(а). Збільшення концентрації кисню при незмінній концентрації аміаку призводить до незначного росту конверсії аміаку, зниженню концентрації азоту і NO. Селективність по N_2O зростає з ростом концентрації кисню. Цей висновок корелює з літературними даними, що стверджують, що селективність визначається ступенем окисненості поверхні, тобто співвідношенням форм катіону каталізатора, що окиснені та відновлені. А це співвідношення визначається співвідношенням кисню до аміаку в реакційній суміші [3,5].

Результати дослідження ступеня перетворення до N_2 , N_2O і NO в залежності від концентрації аміаку на розробленому каталізаторі Mn-Ni-Bi-Li-O наведено на рис. 2(б). При збільшенні концентрації аміаку зростає селективність по N_2 , і знижується селективність по N_2O і NO.

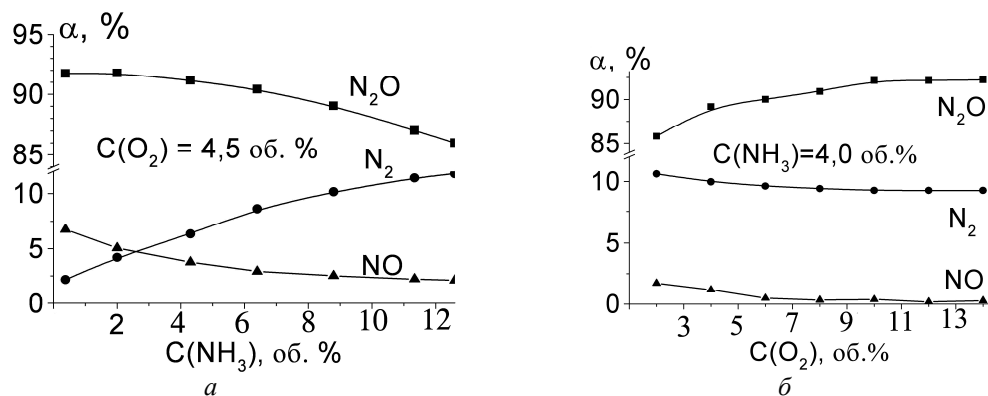


Рисунок 2 – Залежність селективності каталізатору Mn-Ni-Bi-Li-O: а – від концентрації NH_3 в суміші; б – від концентрації O_2 в суміші

Для пояснення отриманих залежностей і пошуку оптимальних умов проведення реакції було досліджено залежності розрахованих на основі експерименту та розробленої моделі швидкостей реакцій, що перебігають, від температури і концентрації реагентів і продуктів. Збільшення концентрації аміаку призводить до росту швидкості його окиснення. Швидкість утворення N_2 збільшується сильніше, ніж швидкості утворення N_2O і NO. Дослідження на розробленому каталізаторі показали, що відповідно до порядків реакцій, при збільшенні концентрації NH_3 збільшується селективність по N_2 і знижується селективність по N_2O і NO.

З температурних залежностей швидкостей реакцій на Mn-Ni-Bi-Li-O каталізаторі визначено енергії активації: 89,7 кДж/моль ($\text{NH}_3 \rightarrow \text{N}_2\text{O}$), 76,3 кДж/моль ($\text{NH}_3 \rightarrow \text{N}_2$), 96,3 кДж/моль ($\text{NH}_3 \rightarrow \text{NO}$). Оскільки енергії активації утворення N_2O і NO перевищують енергії активації утворення N_2 , то спостерігається зростання селективності по N_2O із підвищенням температури. Збільшення концентрації кисню призводить до росту швидкості окиснення аміаку. При цьому швидкості утворення N_2 і N_2O збільшуються, а швидкість утворення NO знижується, і тому зростає селективність по N_2O . Збільшення концентрації аміаку, у свою чергу, призводить до росту швидкості його окиснення. Оскільки швидкість утворення N_2 збільшується різкіше, ніж швидкість утворення нітроген (I) оксиду, селективність по N_2O знижується.

Оскільки одним із продуктів реакції є вода, то було досліджено вплив H_2O на селективність каталізатору при варіюванні концентрації води від 0 до 30% при незмінній концентрації аміаку. Залежність селективності розробленого Mn-Ni-Bi-Li-O каталізатору від концентрації води в реакційній суміші при різних температурах наведено на рис. 3(а). У діапазоні концентрацій води 5÷25% ступінь перетворення до N_2O росте із зростанням концентрації води, що характеризується високою селективністю по N_2O (92,5÷93,5%) і низькою селективністю по NO (не вище 0,1÷0,2%) при 600÷610 К.

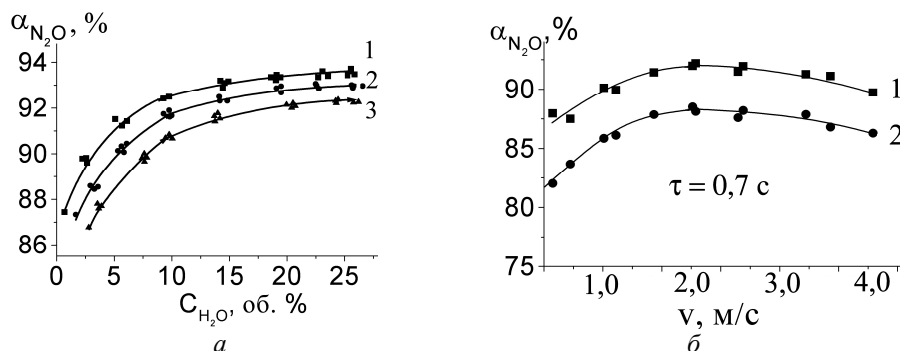


Рисунок 3 – Залежність ступеня перетворення до N₂O на каталізаторі Mn-Ni-Bi-Li-O:
 а – від концентрації в суміші води: 1 – 610 К, 2 – 600 К, 3 – 590 К;
 б – від лінійної швидкості: 1 – надлишок O₂, 2 – надлишок NH₃

Дослідження кінетики процесу показали, що збільшення концентрації води приводить до зниження загальної швидкості окиснення аміаку, при цьому вода зменшує більшою мірою швидкість утворення нітрогену, ніж нітроген (I) оксиду. Співвідношення швидкостей обумовлює ріст селективності по нітроген (I) оксиду з ростом концентрації води. Оскільки з ростом конверсії аміаку концентрація аміаку зменшується, а води – збільшується, це сприяє росту селективності по N₂O на розробленому каталізаторі Mn-Ni-Bi-Li-O. Отже, вода гальмує швидкість окиснення аміаку і сприяє зростанню селективності по нітроген (I) оксиду.

Результати дослідження залежності селективності по N₂O від лінійної швидкості показали, що висока селективність по N₂O спостерігається у відносно невеликому діапазоні лінійних швидкостей (рис. 3(б)).

Залежність конверсії NH₃ і селективності по N₂O від часу контакту досліджувалась в широкому діапазоні температур. Час контакту варіювали шляхом зміни навішення каталізатору. Дослідження впливу часу контакту (рис. 4) показали, що з ростом часу контакту конверсія аміаку збільшується, утворення N₂O зростає, тоді як концентрація азоту залишається практично незмінною, подальше збільшення часу контакту мало впливає на ступінь перетворення до NO в дослідженому діапазоні температур.

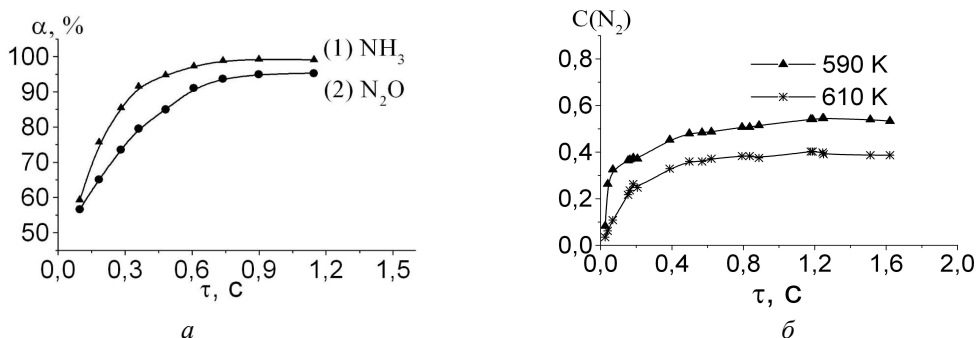


Рисунок 4 – Залежності: а – ступені перетворення до N₂O і загального ступеня перетворення NH₃ при T = 610 К; б – концентрації N₂ на каталізаторі Mn-Ni-Bi-Li-O від часу контакту

На підставі проведених досліджень визначені оптимальні умови проведення процесу для розробленого каталізатора Mn-Ni-Bi-Li-O: високі концентрації кисню і води і низька концентрація NH₃, температура 590–610 К. Принциповий характер отриманих залежностей корелює з літературними даними [4–8], але селективність по нітроген (I) оксиду розробленого каталізатора Mn-Ni-Bi-Li-O значно вище при меншій селективності по нітроген (II) оксиду.

Висновки. Таким чином, одержані результати свідчать, що розроблений каталізатор характеризується високою активністю, при T = 590÷610 К ступінь перетворення по аміаку складає 99,4÷99,6%. Визначено умови, при яких на розробленому каталізатору Mn-Ni-Bi-Li-O досягається максимальна селективність по цільовому продукту N₂O (92,5÷93,5%) і мінімальна по NO (0,1÷0,2%): надлишок O₂, C(H₂O) ~25 об. % в газовій фазі, T = 600÷610 К, час контактування ~1,2 с.

Література

1. Современная химия оксида азота (I) / [Леонтьев А.В, Фомичева О.А., Проскурина М.В., Зефиров Н.С.] // Успехи химии. – 2001. – Т. 70, № 2. – С. 107–119.

2. Nitrous oxide in oxidation chemistry and catalysis: application and production / [V.N. Parmon, G.I. Panova, A. Uriarte, A.S. Noskova] // *Catalysis Today*. – 2005. – V. 100, № 1–2. – P. 115–131.
3. Ильченко Н.И. Каталитическое окисление аммиака / Ильченко Н.И. // *Успехи химии*. – 1976. – Т. XLV, № 12. – С. 2168–2195.
4. Пат. 2185237 Российская федерация, МПК⁷ В 01 J 23/10, В 01 J 23/34, С 01 В 21/22, С 01 В 21/26. Катализатор и способ получения закиси азота / Иванова А.С., Славинская Е.М., Полухина И.А. и др. ; заявитель и патентообладатель Ин-т катализа им. Г.К. Борескова СО РАН – № 2001113846/04 ; заявл 21.05.2001 ; опубл.20.07.2002, Бюл. №12.
5. Пат. 2211087 Российская федерация МПК⁷ В 01 J 23/84, В 01 J 23/843, С 01 В 21/22, В 01 J 23/83, В 01 J 101:32. Катализатор получения закиси азота и способ / Мокринский В.В., Носков С.А. Иванова А.С. ; заявитель и патентообладатель Ин-т катализа им. Г.К.Борескова СО РАН – № 2002117190/04 ; заявл. 27.06.2002 ; опубл. 27.08.2003, Бюл. №7.
6. Сильченкова О.Н. Механизм низкотемпературного окисления аммиака на оксидах металлов по данным спектроскопических измерений / Сильченкова О.Н., Корчак В.Н., Матышак А.А. // *Кинетика и катализ*. – 2002. – Т. 43, № 3. – С. 394–402.
7. Ammonia oxidation into nitrous oxide over Mn/Bi/Al catalyst. I. Single cooling tube experiments/ Noskov A.S., Zolotarskii I.A., Pokrovskaya S.A. et al.] // *Chemical Engineering Journal*. – 2003. – V. 91, № 2–3. – P. 235–242.
8. E. M. Slavinskaya. Studies of the mechanism of ammonia oxidation into nitrous oxide over Mn-Bi-O/ α -Al₂O₃ catalyst / [E. M. Slavinskaya, S. A. Veniaminov, P. Notté, et al.] // *Journal of Catalysis*. – 2004. – V. 222, № 1. – P. 129–142.
9. Bliznjuk O.N. Production of nitrogen (I) oxide by low-temperature oxidation of ammonium / Bliznjuk O.N., Prezhdo V.V. // *Polish Journal of Applied Chemistry*. – Poland, Wydawnictwo PZWL, 2003. – V. 47, № 2. – P. 65–72.
10. Близнюк О.Н. Разработка нового способа получения медицинской закиси азота / Близнюк О.Н. // *Інтегровані технології та енергозбереження*. – Харків, 2000. – № 2. – С. 68–72.
11. Близнюк О.Н. Технологические основы получения оксида азота (I) / Близнюк О.Н., Савенков А.С. // *Комплексне використання сировини, енерго- та ресурсозберігаючі технології у виробництві неорганічних речовин : збірник наукових праць міжнар. наук.-практ. конф.* – Черкаси : Вертикаль, 2004. – С. 20–21.
12. Близнюк О.Н. Исследование и разработка новой технологии получения оксида азота (I) – закиси азота / Близнюк О.Н., Савенков А.С., Огурцов А.Н. // *Вісник НТУ "ХПІ"* – Харків : НТУ "ХПІ", 2005. – № 25 – С. 37–46.
13. Bliznjuk O.N. Cleaner production of nitrogen (I) oxide by catalytic oxidation of ammonia / O. Bliznjuk, A. Savenkov, V. Jakovishin, P. Kapustenko // *CHISA-2008 : 18th International congress of chemical and process engineering*. – Praha, 2008. – On CD-ROM.

Bibliography (transliterated)

1. Sovremennaja himija oksida azota (I) [Leont'ev A.V, Fomicheva O.A., Proskurina M.V., Zefirov N.S.] *Uspеhi himii*. – 2001. – Т. 70, # 2. – p. 107–119.
2. Nitrous oxide in oxidation chemistry and catalysis: application and production [V.N. Parmon, G.I. Panova, A. Uriarte, A.S. Noskova] *Catalysis Today*. – 2005. – V. 100, # 1–2. – P. 115–131.
3. Il'chenko N.I. Kataliticheskoe okislenie ammiaka / Il'chenko N.I. *Uspеhi himii*. – 1976. – Т. HLV, # 12. – p. 2168–2195.
4. Pat. 2185237 Rossijskaja federacija, MPK⁷ В 01 J 23 10, В 01 J 23 34, С 01 В 21 22, С 01 В 21 26. Katalizator i sposob poluchenija zakisi azota Ivanova A.S., Slavinskaja E.M., Poluhina I.A. i dr. ; zajavitel' i patentoobladatel' In-t kataliza im. G.K. Boreskova SO RAN – # 2001113846/04 ; zajavl 21.05.2001 ; opubl.20.07.2002, Bjul. #12.
5. Pat. 2211087 Rossijskaja federacija MPK⁷ В 01 J 23 84, В 01 J 23 843, С 01 В 21 22, В 01 J 23 83, В 01 J 101:32. Katalizator poluchenija zakisi azota i sposob Mokrinskij V.V., Noskov S.A. Ivanova A.S. ; zajavitel' i patentoobladatel' In-t kataliza im. G.K.Boreskova SO RAN – # 2002117190 04 ; zajavl. 27.06.2002 ; opubl. 27.08.2003, Bjul. #7.
6. Sil'chenkova O.N. Mehanizm nizkotemperaturnogo okislenija ammiaka na oksidah metallov po dannym spektroskopicheskikh izmerenij Sil'chenkova O.N., Korchak V.N., Matyshhak A.A. *Kinetika i kataliz*. – 2002. – Т. 43, # 3. – p. 394–402.
7. Ammonia oxidation into nitrous oxide over Mn Bi Al catalyst. I. Single cooling tube experiments/ Noskov A.S., Zolotarskii I.A., Pokrovskaya S.A. et al.] *Chemical Engineering Journal*. – 2003. – V. 91, # 2–3. – P.

235–242.

8. E. M. Slavinskaya. Studies of the mechanism of ammonia oxidation into nitrous oxide over Mn-Bi-O/ α -Al₂O₃ catalyst [E. M. Slavinskaya, S. A. Veniaminov, P. Notté, et al.] *Journal of Catalysis*. – 2004. – V. 222, # 1. – P. 129–142.

9. Bliznjuk O.N. Production of nitrogen (I) oxide by low-temperature oxidation of ammonium Bliznjuk O.N., Prezhdo V.V. *Polish Journal of Applied Chemistry*. – Poland, Wydawnictwo PZWL, 2003. – V. 47, # 2. – P. 65–72.

10. Bliznjuk O.N. Razrobotka novogo sposoba poluchenija medicinskoj zakisi azota Bliznjuk O.N. *Integrovani tehnologii ta energozberezhennja*. – Har'kov, 2000. – # 2. – p. 68–72.

11. Bliznjuk O.N. Tehnologicheskie osnovy poluchenija oksida azota (I) Bliznjuk O.N., Savenkov A.S. *Kompleksne vikoristannja sirovini, energo- ta resursozberigajuchi tehnologii u virobniectvi neorganichnih rechovin : zbirnik naukovih prac' mizhnar. nauk.-prakt. konf. – Cherkasi : Vertikal', 2004. – p. 20–21.*

12. Bliznjuk O.N. Issledovanie i razrobotka novoj tehnologii poluchenija oksida azota (I) – zakisi azota Bliznjuk O.N., Savenkov A.S., Ogurcov A.N. *Visnik NTU "HPI."* – Harkiv : NTU "HPI", 2005. – # 25 – p. 37–46.

13. Bliznjuk O.N. Cleaner production of nitrogen (I) oxide by catalytic oxidation of ammonia O. Bliznjuk, A. Savenkov, V. Jakovishin, P. Kapustenko *CHISA-2008 : 18th International congress of chemical and process engineering*. – Praha, 2008. – On CD-ROM.

УДК 54.44.677.042.62

Близнюк О.Н., Савенков А.С., Огурцов А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЯ КИНЕТИЧЕСКИХ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО ОКИСЛЕНИЯ АММИАКА ДО N₂O НА Mn-Ni-Bi-Li-O КАТАЛИЗАТОРЕ

Для разработки технологии получения N₂O селективным каталитическим окислением аммиака изучены кинетические закономерности для выбора оптимальных условий проведения процесса. Определены условия, при которых достигается максимальная селективность разработанного катализатора по N₂O 92,5÷93,5%, и минимальная селективность по NO 0,1÷0,2% при конверсии NH₃ 99,4÷99,6%.

Bliznjuk O.N., Savenkov A.S., Ogurtsov A.N.

KINETIC RELATIONS STUDY OF LOW-TEMPERATURE AMMONIA OXIDATION TOWARD N₂O ON Mn-Ni-Bi-Li-O CATALYST

Kinetic relations of low-temperature ammonia oxidation toward N₂O on catalyst Mn-Ni-Bi-Li-O were studied for determination of the optimal conditions of a new technology of inexpensive N₂O production. Dependence of the activity and the selectivity of the catalyst Mn-Ni-Bi-Li-O on different technological parameters were investigated. The selectivity to nitrous oxide and nitrogen oxide reached 92,5–93,5% and no more than 0.2%, respectively, at 99,4–99,6% conversion of ammonia.

ЗАСТОСУВАННЯ РЕГЕНЕРАТИВНИХ ТЕПЛООБМІННИКІВ ДЛЯ УТИЛІЗАЦІЇ ТЕПЛОТИ ПЕРЕХІДНИХ ПРОЦЕСІВ ТЕРМОСОРБЦІЙНИХ МЕТАЛОГІДРИДНИХ КОМПРЕСОРІВ

1. Вступ. Загальна постановка задачі. Робота термосорбційних компресорів (ТСК) характеризується періодичністю протікання процесів, що пов'язано з необхідністю здійснення послідовного процесу підведення теплоти до генератора-сорбера в період десорбції та відводу теплоти від нього в період сорбції. Це дозволяє провести певну аналогію з режимами роботи регенеративних теплообмінників, для яких також є характерним періодичність процесів нагрівання і охолодження насадки. При цьому в обох випадках відбувається зміна температури теплоносіїв і теплоакуюлюючого матеріалу насадки або металогідриду у часі й просторі. Все це дає підставу говорити про можливість спільного застосування регенеративних теплообмінників і водневих ТСК з метою підвищення їх енергоефективності [1]. На рис. 1 представлено загальну схему теплових потоків ТСК із регенерацією теплової енергії.

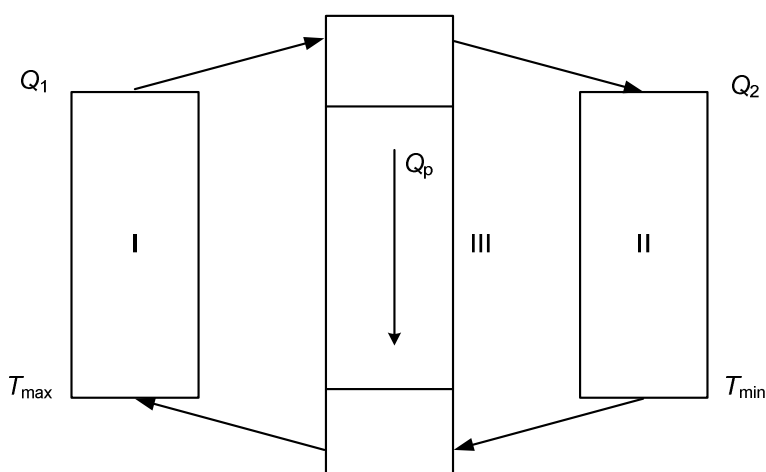


Рисунок 1 – Схема теплових потоків ТСК із регенерацією теплової енергії

На даному рисунку виділено три основних зони – зону I, у якій відбувається процес десорбції на температурному рівні T_{max} ; зону II, де реалізується процес сорбції при T_{min} і зону регенерації III, у якій відбувається процес акумуляції теплоти і її передачі між зонами I та II. Таким чином, повернення частини теплоти, що втрачається в перехідних процесах ТСК та використання низькопотенційної викидної теплоти промислових теплотехнологічних комплексів дасть змогу значно зменшити теплові втрати та підвищити енергоефективність роботи термосорбційних компресорів.

2. Аналіз останніх досягнень і публікацій. В роботах [2–4] авторами було запропоновано ряд схем термосорбційних компресорів із регенерацією теплової енергії. Одним з перспективних варіантів є схема із використанням теплоти перехідних процесів, у якій у додатковому контурі до і після генераторів-адсорберів встановлюються регенератори теплоти з насадкою з теплоакуюлюючого матеріалу. В якості такого матеріалу пропонувалося використовувати кварц, базальт або гофровану металеву стрічку [4].

Зокрема, на рис. 2 представлено теплову схему високотемпературної установки (ВТУ) з підключенням ТСК із регенерацією теплоти до тракту відведення газів. Принцип роботи обладнання по даній схемі полягає у наступному. Димові газу, що відходять, з температурою t_{r1} , після ВТУ 1 надходять у регенеративний теплообмінник 2б, де охолоджуються до t_{r2} з одночасним нагріванням насадки. Частина газів після теплообмінника поступає у бічний відвід газоходу та по ньому подається до блоку генераторів-сорберів 3б, де використовується як джерело теплоти. За ними встановлено регенератор 4, у якому відбувається процес акумуляції тепла, що відводиться у процесі десорбції. Димові газу з температурою t_{r3} далі надходять в основний газохід, де змішуються з потоком газів, що має температуру t_{r2} , і далі з температурою t_{r4} поступають в димар. У той же час холодний теплоносієй – повітря з температурою $t_{пов1}$, яка дорівнює температурі навколишнього середовища, подається до генератора 3а, де використовується як охолоджуючий теплоносієй з метою забезпечення температурного рівня, необхідного для процесу сорбції водню.

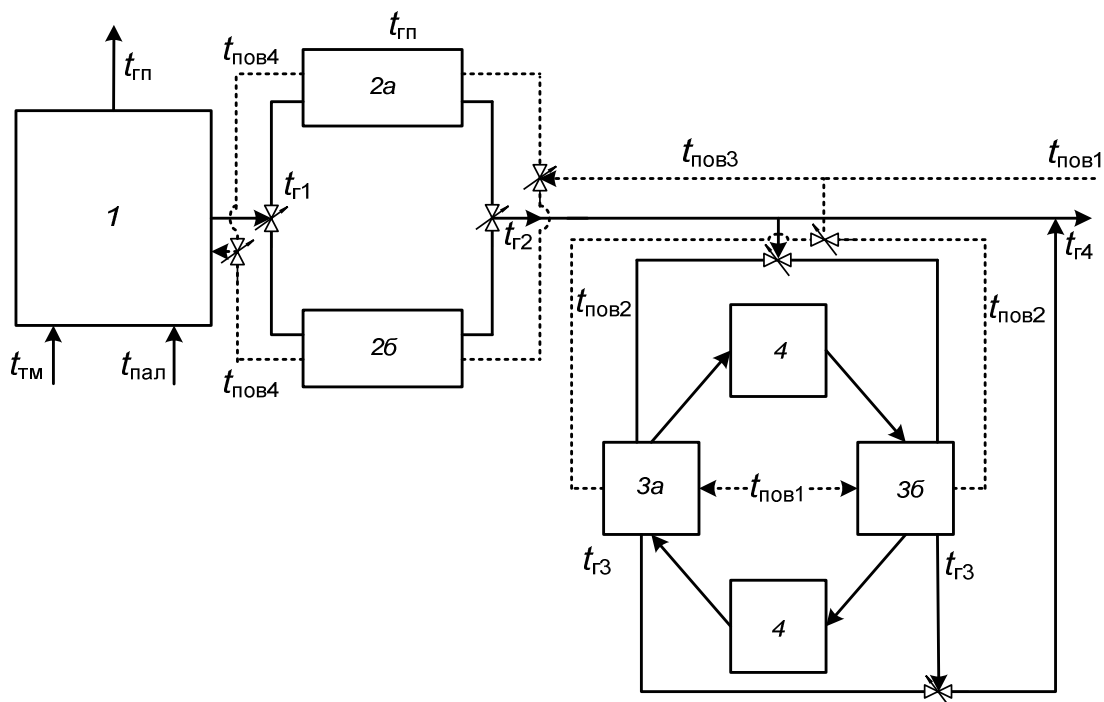


Рисунок 2 – Теплова схема високотемпературного теплотехнологічного комплексу з інтеграцією ТСК: 1 – плавильна піч; 2 – регенеративні теплообмінники для підігріву повітря горіння; 3 – генератори-адсорбери; 4 – регенеративні теплообмінники для використання теплоти перехідних процесів; $t_{тм}$ – температура технологічних матеріалів; $t_{гп}$ – температура готового продукту; $t_{пал}$ – температура палива, що подається в піч

Повітря після генератора 3а з температурою $t_{пов2}$ змішується з основним потоком повітря з температурою $t_{пов1}$. Цей потік, який вже має іншу температуру $t_{пов3}$, надходить у регенеративний теплообмінник 2а, що працює у періоді нагрівання повітря горіння. Далі повітря, що підігрівається до температури $t_{пов4}$, подається в палинкові пристрої високотемпературної установки.

3. Невирішена частина загальної проблеми. Для підвищення ефективності запропонованих теплотехнологічних схем важливе значення має вибір відповідних теплообмінних пристроїв, що забезпечують максимальне використання теплоти перехідних процесів і повернення її в зону десорбції, а також визначення оптимальних режимів роботи ТСК. Одним з перспективних типів теплообмінних пристроїв у цьому випадку можуть стати теплообмінники з фазовим переходом, які знайшли широке застосування на геліостанціях [5]. Перевагою таких систем є висока теплова ємність, сталість температури й низький тиск. У даний час ще остаточно не вирішені проблеми теплообміну із середовищем, що акумулює, важливими є питання зменшення високої вартості теплообмінників і забезпечення параметрів контрольованої атмосфери. Дослідження показали, що через дію «залишкового» теплового ефекту, обумовленого фазовим переходом, кількість теплоти, що передається в регенеративній насадці, значно збільшується у порівнянні з традиційними насадками.

4. Постановка задачі. У даному випадку важливим питанням при розробці системи регенерації теплоти перехідних процесів є розрахунки і вибір конструкції та матеріалів елементів системи, що забезпечать її ефективну та надійну тривалу роботу. Насамперед потребує вирішення питання вибору раціональної конструкції регенеративних теплообмінників, типу теплоакумулюючого матеріалу з відповідними властивостями та проміжного теплоносія. Застосування різноманітних теплоакумулюючих матеріалів для систем регенерації вимагає комплексного підходу до розробки рішень, спрямованих на максимальне використання позитивних якостей теплоакумулюючих матеріалів (ТАМ) і виключення існуючих недоліків для відомих технологічних пропозицій. Вирішення цих завдань також пов'язано з необхідністю створення методики розрахунку теплообмінних апаратів при умові використання у якості теплоакумулюючого елементу матеріалів з фазовим переходом для розробки системи регенерації теплоти перехідних процесів термосорбційних компресорів. У вирішенні сформульованих вище питань і полягає **основна мета** даного дослідження.

5. Викладення основного матеріалу дослідження. Для застосування в системах регенерації перехі-

дних процесів ТСК пропонується застосовувати регенеративні теплообмінники з розміщенням ТАМ в окремих трубках, що являють собою циліндр із внутрішнім радіусом R і товщиною стінки δ , виготовлений з матеріалу, що не реагує із плавкими матеріалами при існуючому рівні температур. Циліндр заповнений речовиною, температура плавлення якої дорівнює середній температурі потоку, що проходить через теплообмінник. При підведенні теплоти до елемента регенеративного теплообмінника відбувається процес нагрівання стінки та теплоакумулюючого матеріалу, а потім – процес плавлення матеріалу ядра. Із часом процес утворення нової фази (x – ширина нової фази) захоплює все більший обсяг вихідної фази, границя розділу фаз переміщується в об'єм вихідної фази. При охолодженні, коли температура теплоносія стає нижчою за температуру плавлення теплоакумулюючого матеріалу, відбувається його затвердіння. При цьому процес охолодження вихідної фази супроводжується зменшенням її середньої температури.

У даній роботі представлено методику та алгоритм для проектування теплового акумулятора для систем регенерації ТСК, у якому у якості регенеративної насадки використовуються матеріал з фазовим переходом.

На першому етапі розробки необхідно вибрати відповідні матеріали для ядра та стінок теплоакумулюючих елементів. При цьому температура плавлення матеріалу ядра повинна приблизно дорівнювати температурі потоку гарячого теплоносія. Вибраний матеріал стінок елементів не повинен вступати у хімічні реакції з ТАМ у плавкому стані.

На другому етапі розробки виконують попереднє компонування теплообмінника, тобто обираються основні розміри теплообмінної поверхні та спосіб розташування теплообмінних елементів. Після цього необхідно задатися величиною швидкості руху теплоносія в теплообміннику. У випадку перемінної температури гарячого теплоносія розраховується максимальне значення питомого теплового потоку та його середнє значення за відповідний період часу.

Наступний розрахунковий блок дозволяє визначити тривалість циклу роботи теплообмінника. Тривалість нагрівання робочого тіла циліндра до температури плавлення ядра визначається за формулою

$$\tau_n = \frac{M \Delta i_m}{F_n q_1} = \frac{\Delta i_m}{q_1 \cdot K_{\text{ц}}} \delta \rho_m, \quad (1)$$

де Δi_m – питома збільшення ентальпії тіла в процесі нагрівання, кДж/кг; M – маса тіла, кг; F_n – величина поверхні нагрівання, м². При симетричному нагріванні вона збігається з геометричною, при несиметричному нагріванні дійсна та геометрична поверхні не збігаються; q_1 – тепловий потік, що підводиться до розплавленого робочого тіла, кДж/м²; ρ_m – густина матеріалу циліндра, кг/м³; δ – товщина стінок, м;

$K_{\text{ц}} = \frac{1}{1 - \delta/D}$ – коефіцієнт, що залежить від геометричних характеристик циліндра.

Для розрахунку часу плавлення матеріалу ядра необхідно по перше визначити число Коссовича Ko та безрозмірний час Fo

$$Fo_{\text{пл}} = \frac{1}{K_{\phi} \cdot K_q \cdot K_t} + \frac{Ko}{4}, \quad (2)$$

де K_t – коефіцієнт розподілу температур по товщині розплавленої зони; K_q – коефіцієнт усереднення теплового потоку; K_{ϕ} – коефіцієнт форми тіла.

Тривалість процесу плавлення ТАМ теплообмінника складає величину

$$\tau_{\text{пл}} = Fo_{\text{пл}} \frac{R^2 \rho_m c_m}{\lambda_m}. \quad (3)$$

Наступний етап розрахунків полягає у визначенні об'єму теплоакумулюючої насадки і величини необхідної поверхні нагріву теплового акумулятора за допомогою рівнянь теплового балансу з урахуванням теплоти фазового переходу. При цьому, кількість теплоти, що акумульована теплообмінником в період нагрівання, приймається рівною кількості теплоти, що сприймають теплообмінні елементи з урахуванням теплоти плавлення ядра.

При аналізі процесу плавлення тіл у конкретному агрегаті певний інтерес складає визначення загальної тривалості цього процесу. При цьому раніше динаміка ж його зміни звичайно не розглядалась, тому

що теплота, яку затрачено на розплавлення матеріалу, потім не використовується. Але, якщо мова йде про плавлення матеріалу в елементах регенеративних теплообмінників, що акумулюють енергію, де використовується теплота фазового переходу, то необхідно знати не тільки тривалість процесу плавлення, але й кількість теплоти, витраченої на цей процес, що надалі (у період кристалізації) піде на підвищення рівня температури теплоносія.

Кількість теплоти, акумульованої в напівциклі роботи ТСК

$$Q_p = M_{\text{тн}} \cdot (c'_{\text{тн}} T'_{\text{тн}} - \bar{c}''_{\text{тн}} \bar{T}''_{\text{тн}}) \cdot \tau_d, \quad (4)$$

де Q_p – кількість теплоти, що акумульована в напівциклі роботи ТСК, кДж; $\bar{T}'_{\text{тн}}$ – значення середньої за цикл температура гарячого теплоносія перед теплообмінником, К; $\bar{T}''_{\text{тн}}$ – середня за цикл температура гарячого теплоносія після теплообмінника, К; $c'_{\text{тн}}, \bar{c}''_{\text{тн}}$ – теплоємності теплоносія при відповідній температурі, кДж/(кг·К); $M_{\text{тн}}$ – масова витрата теплоносія, кг/с; τ_d – тривалість напівциклу роботи генератора-сорбера, с.

Загальна кількість теплоти, що засвоєна всіма теплообмінними елементами

$$Q_{\Sigma} = Q_{\text{тр}} + Q_{\text{м}} + Q_{\text{пл}}, \quad (5)$$

де $Q_{\text{тр}}$ – кількість теплоти, що засвоюється масою трубок теплообмінника; $Q_{\text{м}}$ – кількість теплоти, що засвоюється масою матеріалу насадки; $Q_{\text{пл}}$ – кількість теплоти, що витрачається на розплавлення ТАМ.

Ці складові розраховуються в такий спосіб:

$$Q_{\text{тр}} = m_{\text{тр}} \cdot n_{\text{ел}} \cdot c_{\text{тр}} \cdot (\bar{T}'_{\text{тн}} - \bar{T}''_{\text{тн}}); \quad (6)$$

$$Q_{\text{м}} = m_{\text{м}} \cdot n_{\text{ел}} \cdot c_{\text{м}} (\bar{T}'_{\text{тн}} - \bar{T}''_{\text{тн}}); \quad (7)$$

$$Q_{\text{пл}} = m_{\text{м}} \cdot n_{\text{ел}} \cdot q_{\text{пл м}}, \quad (8)$$

де $m_{\text{ст}}$ та $m_{\text{м}}$ – маса стінок однієї трубки та речовини, що плавиться, кг; $c_{\text{тр}}$ – середня масова теплоємність матеріалу корпусу теплообмінного елемента, кДж/(кг·К); $n_{\text{ел}}$ – кількість теплообмінних елементів в регенераторі, шт.; $q_{\text{пл м}}$ – питома теплота плавлення ТАМ, кДж/кг.

Виходячи з того, що кількість теплообмінних елементів є невідомою величиною, тому спочатку необхідно визначити загальну кількість теплоти, що засвоюється одним елементом $Q_{\text{ел1}}$, а після цього із рівняння теплового балансу знайти загальну кількість елементів теплообмінного апарату. Для цього використовується співвідношення

$$n_{\text{ел}} = Q_p / Q_{\text{ел1}}, \quad (9)$$

де величина Q_p – кількість теплоти, що передається насадці регенеративного теплообмінника.

Далі, знаючи кількість теплообмінних елементів, знайдемо загальну поверхню теплообміну. Після цього потрібно виконати компонування елементів теплообмінника.

Для визначення відповідності тривалості режимів роботи генераторів-сорберів та теплообмінників необхідно порівняти суму тривалості періодів нагрівання матеріалу стінки трубки та плавлення ядра с тривалістю напівциклу роботи генератора-сорбера τ_r . У випадку, якщо буде спостерігатися невідповідність періодів роботи генератора-сорбера та теплообмінників, то необхідно виконати їх перерахунок, змінюючи при цьому тип матеріалу ядра, відповідно, його теплофізичні властивості, або розміри та компонування теплообмінних елементів.

Висновки

У даній роботі запропоновано методику і алгоритм розрахунку теплообмінних апаратів при умові використання для теплоакумулюючих елементів регенераторів матеріалів з фазовим переходом. Їх викори-

стання є перспективним для розробки системи регенерації теплоти перехідних процесів термосорбційних компресорів з метою підвищення їх енергоефективності.

Теплообмінні апарати даної конструкції мають незначні габаритні характеристики при використанні в якості ТАМ недорогих хімічних сполук, що у даний час серійно випускаються промисловістю. За рахунок використання додаткової теплоти плавлення теплоакumuлюючого матеріалу вони мають значно кращі теплотехнічні та масогабаритні характеристики в порівнянні з регенеративними теплообмінниками з нерухомою насадкою із традиційних матеріалів (кварц, базальт, металева стрічка і т.п.), які раніше було запропоновано для використання в системах регенерації перехідних процесів ТСК.

Література

1. Развитие водородгидридной техники и технологии / В.В. Соловей, В.М. Кошельник, Ю.Ф. Шмалько, А.В. Кошельник // Экотехнологии и ресурсосбережение. – № 1. – 2006. – С. 31–37.
2. А.с. 1434904 СССР, МКУ² F25B15/02. Способ работы водородного термосорбционного компрессора / Соловей В.В., Ивановский А.И., Макаров А.А. [и др.] (СССР). – Оpubл. 20.06.86, Бюл. № 24. – 2 с.
3. А.с. 857662 СССР. МКУ² F25B17/18. Компрессорная установка / Подгорный А.Н., Варшавский И.Л., Соловей В.В. [и др.] (СССР). – Оpubл. 23.08.81, Бюл. № 31. – 2 с.
4. А.с. 1019907 СССР. МКУ² F25B15/16, F04B37/02. Компрессорная установка / Варшавский И.Л., Соловей В.В., Черкашин Ю.В. [и др.] (СССР). – Оpubл. 22.01.83, Бюл. № 4. – 5 с.
5. Кошельник О.В. Розробка енергоефективних термосорбційних компресорів з системою регенерації теплоти перехідних процесів // Вісник Національного технічного університету «ХПІ». – 2010. – № 54. – Тем. вип. „Хімія, хімічна технологія та екологія”. – С. 16–20.

Bibliography (transliterated)

1. Razvitie vodorodgidridnoj tehniki i tehnologii V.V. Solovej, V.M. Koshel'nik, Ju.F. Shmal'ko, A.V. Koshel'nik Jekotehnologii i resursosberezenie. – # 1. – 2006. – p. 31–37.
2. A.s. 1434904 SSSR, MKU² F25B15/02. Sposob raboty vodorodnogo termosorbcionnogo kompresso-ra Solovej V.V., Ivanovskij A.I., Makarov A.A. [i dr.] (SSSR). – Opubl. 20.06.86, Bjul. # 24. – 2 p.
3. A.s. 857662 SSSR. MKU² F25B17 18. Kompessornaja ustanovka Podgornyj A.N., Varshavs-kij I.L., Solovej V.V. [i dr.] (SSSR). – Opubl. 23.08.81, Bjul. # 31. – 2 p.
4. A.s. 1019907 SSSR. MKU² F25B15 16, F04B37 02. Kompessornaja ustanovka Varshavskij I.L., Solovej V.V., Cherkashin Ju.V. [i dr.] (SSSR). – Opubl. 22.01.83, Bjul. # 4. – 5 p.
5. Koshel'nik O.V. Rozrobka energoefektivnih termosorbcijskih kompresoriv z sistemoju regeneracii teploti perehidnih procesiv Visnik Nacional'nogo tehničnogo universitetu «HPI». – 2010. – # 54. – Tem. vip. „Himija, himichna tehnologija ta ekologija”. – p. 16–20.

УДК 661.968: 536.782

Кошельник А.В.

ПРИМЕНЕНИЕ РЕГЕНЕРАТИВНЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ ДЛЯ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОТЫ ПЕРЕХОДНЫХ ПРОЦЕССОВ ТЕРМОСОРБЦИОННЫХ МЕТАЛЛОГИДРИДНЫХ КОМПРЕССОРОВ

Для повышения эффективности работы термосорбционных металлгидридных компрессорных установок предлагается использовать регенеративные теплообменники с фазовым переходом, что обеспечит повышение КПД компрессоров за счет использования теплоты переходных процессов.

Koshelnik A.V.

REGENERATIVE HEAT EXCHANGERS USE FOR TRANSIENT PROCESSES HEAT UTILIZATION IN THE THERMOSORPTIONAL METAL HYDRIDE COMPRESSORS

Regenerative phase transition heat exchangers are proposed to increase effectiveness of thermosorptional

metal hydride compressor plants. It will provide the increase of compressors efficiency due to heat of transient processes utilization.

Анипко О.Б., Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М., Гончаренко П.Д.

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЖИВУЧЕСТИ СТВОЛА
ГЛАДКОСТВОЛЬНОЙ ПУШКИ**

Танковая пушка была и остается основным вооружением танка. Кроме боевых характеристик немало-важное значение для нее имеют и эксплуатационные свойства, важнейшее из которых – живучесть ствола, которая характеризуется количеством выстрелов, которое можно осуществить из ствола без снижения баллистических характеристик снаряда до наперед заданного уровня. Таким образом ствол является повреждаемой конструкцией, которая в процессе эксплуатации и применения по назначению накапливает повреждения, которые до определенного уровня не оказывают влияния на показатели внешней баллистики, или могут быть компенсированы конструктивно или методически [2, 3].

Явление износа стволов исследовалось многими авторами [2, 3, 4] как в экспериментальном, так и в теоретическом плане. На современном этапе в основном определены механизм износа, причины его вызывающие, а также разработаны мероприятия по уменьшению износа, имеются отдельные оценки влияния величины и характера износа на критерии, определяющие живучесть ствола.

В целом можно заключить, что износ стволов для различных типов орудий не одинаков, зависит от калибра ствола, темпа и режима стрельбы, применяемого заряда и снаряда. Кроме этого, как показали исследования боеприпасов [5] длительное их хранение приводит к изменению свойств пороховых зарядов, а следовательно и к изменению параметров внутренней баллистики при производстве выстрела. Поэтому «возраст» боеприпаса также следует учитывать как один из факторов, влияющих на интенсивность истощения ресурса ствола.

Основные конструктивные, баллистические показатели и живучесть стволов пушек отечественных и зарубежных танков приведены в таблицах 1 и 2.

С целью определения живучести стволов танковой пушки на полигоне и с использованием специального оборудования [6] КП ХКБМ им. А.А. Морозова проведены экспериментальные исследования по определению износа стволов.

Исследования проводились с использованием трех серийных стволов, из которых было сделано одинаковое количество выстрелов (разница между настрелом не превышает пяти выстрелов) бронебойно-подкалиберными снарядами (БПС) одной партии, возраст которой составляет 22 года. После завершения стрельбы внутренняя поверхность каналов стволов обследовалась с применением переносной оптоэлектронной системы контроля «Ствол-2» [6], с помощью которой контактным способом определялись диаметры канала ствола с шагом 25 мм, а также проводился оптический контроль состояния поверхности с целью выявления повреждений внутренней поверхности ствола. Точность измерения диаметра ствола 0,01 мм.

В качестве контрольных данных использовались результаты измерения износа серийной трубы в результате аналогичного настрела кондиционным боеприпасом (длительность хранения партии 9 лет).

Результаты измерений в виде графиков зависимости относительного диаметра канала ствола $\left(\frac{D}{D_{\text{кал}}}\right)$

от относительной координаты $\left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right)$ представлены на рис. 1.

Анализ представленных результатов экспериментального определения износа ствола позволяет сделать следующие выводы.

Изменение свойств пороховых зарядов боеприпасов послегарантийного срока хранения влияет на интенсивность износа ствола. Причем, если ввести относительный показатель износа в виде

$$I_{\text{кс}} = \frac{D_{22} - D_{\text{кал}}}{D_{\text{норм}} - D_{\text{кал}}}, \quad (1)$$

где D_{22} и $D_{\text{норм}}$ – соответственно текущие измерения диаметра ствола в одной и той же координате после одинакового настрела, $D_{\text{кал}}$ – исходный диаметр трубы, мм, то для координаты максимального износа

$$\left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right) \approx 0,18 \text{ эта величина составит } I_{\text{кс}} = 1,6.$$

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Таблица 1 – Танковые пушки

Танк	T-64	T-64A (до 1974 г.)	T-64A	T-64Б, T-80Б	T-72Б, T-72Б (М) и др.	T-80Б, T-80БВ, T-80У, T-80УД	T-90	T-80 У-М1
Индекс	2А21 (Д-68)	2А26 (Д-81Т)	2А46-1 (Д-81ТМ)	2А46-2	2А46М	2А46М-1	2А46М -2	2А46М-4 / 2А46М-5
Год выпуска	1964	1967	1974		1981		1990...	
Калибр	115 мм	125 мм	125 мм	125 мм	125 мм	125 мм	125 мм	125 мм
Длина трубы ствола, мм	6000							
Длина отката, мм	300–340							
Тип про- дувки канала ствола	эжекционный							
Тип ство- ла	гладкоствольный							
Теплоза- щитный кожух	-	-	+	+	+	+	+	+
Хромиро- вание ствола	-	-	-	-	+	-	-	опция
Автофре- тирование	-	-	-	-	-	+	+	+ ?
Коммен- тарии				Пушка пуско- вая уста- новка	Повышена жест- кость ствола и мак- симальное допус- тимое давление. Раз- работано быстро- разъемное соедине- ние ствола и сим- метричные проти- вооткатные устрой- ства. Повышенные (на 20-25%) точно- стные характери- стики		Уст- ройст- во вы- верки канала ствола	На 10...20 % улучше- ны точно- стные ха- рактеристи- ки
Живу- чьсть ствола, выстр. БПС	160–170				220		220	Более 500 - ?
Макси- мальное креше- рное дав- ление, МПа	450				500		-	600

Таблиця 2 – К порівнянню характеристик пушек ОБТ

Танк	Т-90 (Россия)	М1А2 (США)	«Леклерк» (Франция)
Индекс	2А46М-2	М256	CN-120-26
Калибр		120	120
Длина трубы ствола, мм	6000	5300	6240
Длина отката, мм	300-340	305	440
Масса пушки, кг	2450	3065	2740
Живучесть ствола, выстр. БПС	более 500 – ?	700	400
Максимальное крешерное давление, МПа	600	620	–

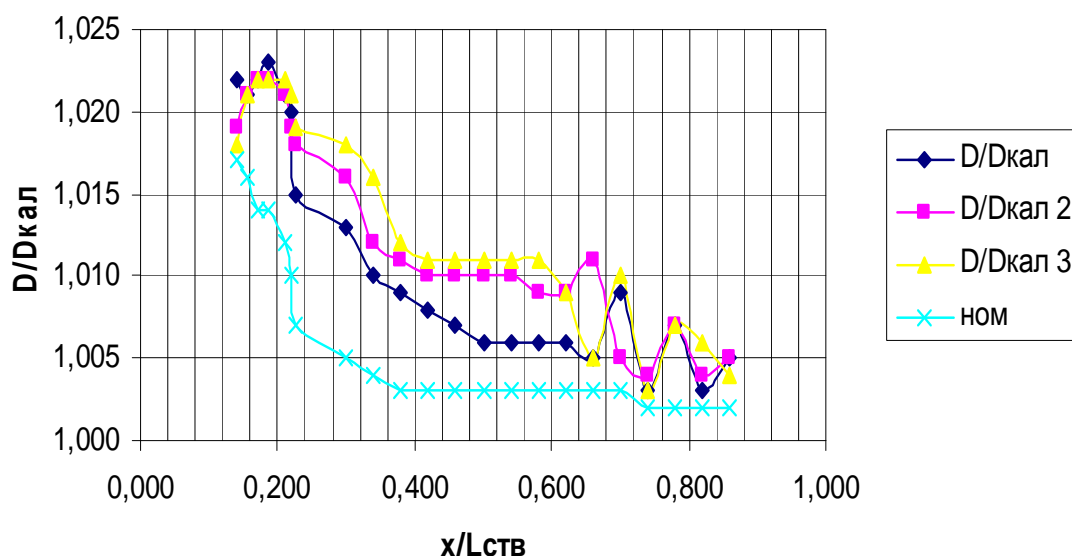


Рисунок 1 – Износ ствола по длине

Таким образом, применение боеприпасов срок хранения которых на 12 лет более гарантийного на 50...60 % увеличивают износ ствола при одинаковом числе выстрелов.

Следует отметить наблюдаемый для всех труб максимум износа в координате $\left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right) = 0,16...0,18$,

который не наблюдается при стрельбе кондиционными боеприпасами. Его появление по-видимому связано с повышением скорости горения порохов в результате длительного хранения и максимального давления в канале ствола, которое в 1,03...1,2 раза превышает нормальное. Кроме этого, как видно, по отношению к линии износа при стрельбе кондиционными боеприпасами, линии износа для послегарантийных выстрелов эквидистантны лишь в интервале относительной координаты $0,3 \leq \left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right) \leq 0,6$. При

$\left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right) \geq 0,6$ хотя и наблюдается больший разброс измерений, но интерполяционная линия приближается к линии нормального износа. Поэтому можно заключить, что претерпевает изменения сам характер износа по длине ствола.

Довольно широкие осцилляции диаметра после $\left(\frac{x}{L_{\text{ств}}}\right) \geq 0,6$ по-видимому связаны с тем, что в виду повышения скорости горения пороха (для 22 лет на 11...18 %), к этому моменту порох уже сгорел и снаряд движется пульсируя, рывками, то вырывая части ведущего пояса, то опять закусывая их.

Таким образом, геронтологические изменения свойств пороховых зарядов [5] существенно влияют не только на начальную скорость снаряда, но и на износ ствола пушки, причем увеличивается интенсивность износа и характер его по длине ствола.

С учетом того, что практически стрельба БПС составляет порядка 20 % всего количества выстрелов, приходящихся на ствол при его применении по назначению, то фактически следует ожидать повышения износа ствола на 20...30 % при применении выстрелов 20...25 лет хранения, поскольку ОФ и К выстрелы в меньшей степени влияют на интенсивность износа ствола.

Износ ствола при применении выстрелов срок хранения которых превышает 30 лет требует специального эксперимента, причем в начале необходимо провести физико-химические исследования заряда для исключения проявления бризантных свойств и снижения калорийности пороха до уровня, когда снаряд не покинет ствол.

Литература

1. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М., Канищев С.П., Переход А.Н. О влиянии параметров внутренней баллистики на живучесть стволов танкового вооружения. // Интегрированные технологии и энергосбережение. N 2.– 2008.– С. 93–97.
2. Орлов Б.В., Ларман Э.К., Маликов В.Г., Устройство и проектирование стволов артиллерийских орудий. М. : Машиностроение.– 1976.
3. Чуев Ю.В. Проектирование ствольных комплексов. – М.: Машиностроение 1976.–216 с.
4. Надтока В.Н. Эрозия орудийных стволов (обзор)// Артиллерийское стрелковое вооружение. N4(21).– 2006.– С. 16–22.
5. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М. Внутренняя баллистика ствольных систем при применении боеприпасов послегарантийных сроков хранения. Харьков. Академия ВВ МВД Украины.– 2010.–129 с.
6. Техническое описание и инструкция по эксплуатации. Переносная оптоэлектронная система контроля внутренней поверхности изделий типа КБА3. Система контроля «Ствол-2». 2000.

Bibliography (transliterated)

1. Anipko O.B., Busjak Ju.M., Kanishhev S.P., Perehod A.N. O vlijanii parametrov vnutrennej balli-stiki na zhivuchest' stvolov tankovogo vooruzhenija. Integrirovannye tehnologii i jenergosberezhenie. N 2.– 2008.– p. 93–97.
2. Orlov B.V., Larman Je.K., Malikov V.G., Ustrojstvo i proektirovanie stvolov artillerijskih orudij. M. : Mashinostroenie.– 1976.
3. Chuev Ju.V. Proektirovanie stvol'nyh kompleksov. – M.: Mashinostroenie 1976.–216 p.
4. Nadтока V.N. Jerozija orudijnyh stvolov (obzor). Artillerijskoe strelkovoe vooruzhenie. N4(21).– 2006.– p. 16–22.
5. Anipko O.B., Busjak Ju.M. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primenenii boeprapasov poslegarantijnyh srokov hranenija. Har'kov. Akademija VV MVD Ukrainy.– 2010.–129 p.
6. Tehnicheskoe opisanie i instrukcija po jekspluataciji. Perenosnaja optojelektronnaja sistema kontrolja vnutrennej poverhnosti izdelij tipa KBA3. Sistema kontrolja «Stvol-2». 2000.

УДК 621.85-52

Аніпко О.Б., Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М., Гончаренко П.Д.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЖИВУЧОСТІ СТОВБУРА ГЛАДКОСТОВБУРНОЇ ГАРМАТИ

У статті наведено результати експериментального дослідження живучості стовбура гладкостовбурної гармати.

Anipko O.B., Borisjuk M.D., Busjak J.M., Goncharenko P.D.

EXPERIMENTAL RESEARCH OF SURVIVABILITY TRUNK OF A SMOOTH-BORE GUN

In article results of an experimental research of survivability trunk of a smooth-bore gun are resulted.

СТАТИЧЕСКИЙ ПОКАЗАТЕЛЬ РАЦИОНАЛЬНОСТИ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ КОМПОНОВКИ ОРГАНОВ ПОПЕРЕЧНОГО УПРАВЛЕНИЯ САМОЛЕТА

В настоящее время, в соответствии с потребностями авиации воздушных сил Вооруженных Сил Украины, большое внимание уделяется разработке и модернизации многофункциональных самолетов. Современный истребитель обеспечивает завоевание господства в воздухе, нанесение воздушных ударов по поверхности и является мощным средством противодействия противнику.

Разработка и модернизация истребителя, как объекта авиационной техники (АТ), предполагает формирование требований к его тактико-техническим характеристикам. Особое значение имеют характеристики устойчивости и управляемости истребителя, так как у современных аппаратов этого типа допустимый угол атаки и допустимая перегрузка ограничена возможностью поперечного управления. Для теоретического обоснования выбора варианта перспективных требований к характеристикам устойчивости и управляемости истребителя, на первом этапе необходимо выполнить его анализ как сложной технической системы (СТС) [1, 2]. Решение этой задачи предполагает разработку структурированного иерархического набора параметров, характеристик и комплексных показателей, характеризующих свойства планера истребителя с точки зрения его устойчивости и управляемости.

Цель данной работы состоит в разработке комплексного показателя рациональности аэродинамической компоновки органов поперечного управления истребителя.

Рассмотрим крыло летательного аппарата (ЛА) с органами управления по крену (рис. 1).

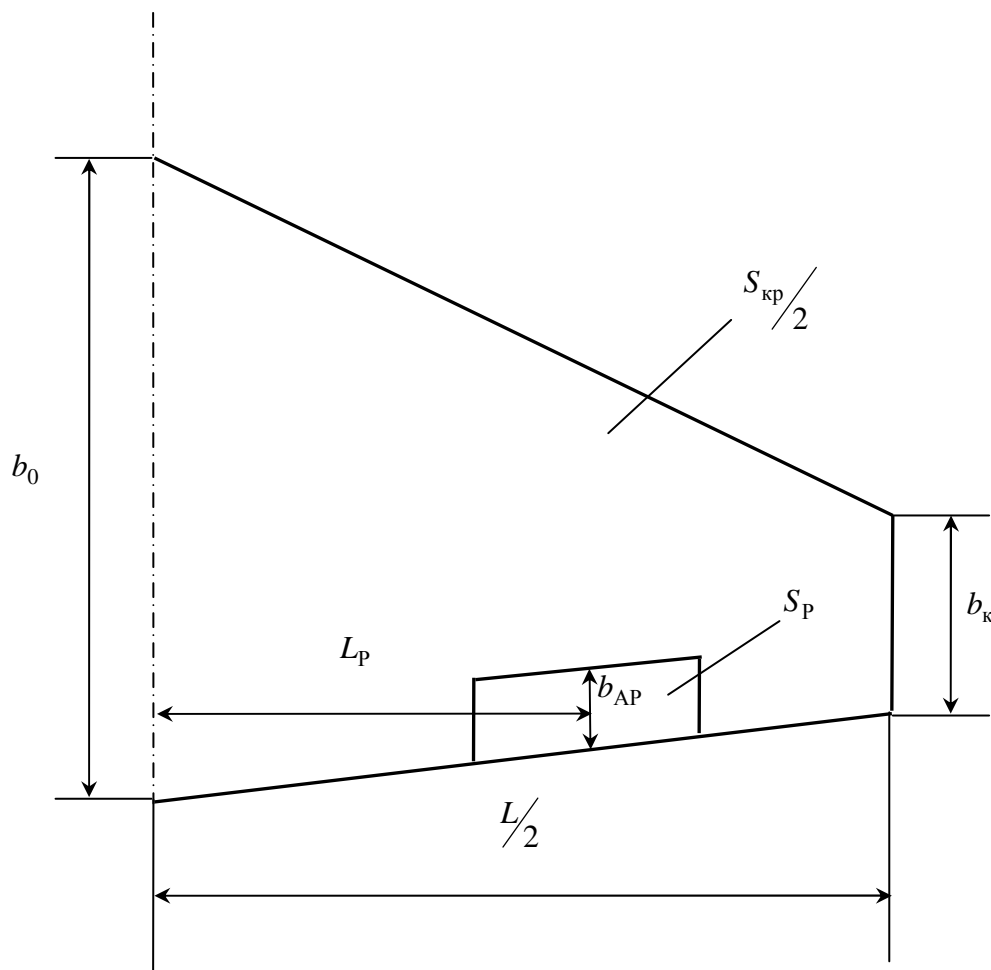


Рисунок 1 – Крыло ЛА с органами управления по крену

Введем следующие обозначения:

$S_{кр}$	– площадь крыла;
S_p	– площадь руля поперечного управления ЛА;
b_0	– центральная хорда крыла;
b_k	– концевая хорда крыла;
b_{AP}	– средняя аэродинамическая хорда (САХ) руля поперечного управления ЛА;
L	– размах крыла;
L_p	– расстояние вдоль размаха крыла от середины САХ руля до продольной оси самолета;
G	– вес самолета;
$\eta = \frac{b_0}{b_k}$	– сужение крыла.

Разработанный показатель рациональности аэродинамической компоновки органов поперечного управления самолета U имеет следующий вид:

$$U = \frac{S_p}{S_{кр}} \frac{L_p}{L} \frac{G}{S_{кр} \eta} . \quad (1)$$

Как следует из (1), показатель U учитывает относительную площадь руля для поперечного управления ЛА, относительное расстояние вдоль размаха крыла от середины САХ руля до продольной оси самолета, удельную нагрузку на крыло и сужение крыла. По своему физическому смыслу данный показатель представляет собой часть удельной нагрузки на крыло, приходящуюся на орган поперечного управления самолетом и задействованную в создании управляющего момента крена. Поэтому размерность показателя совпадает с размерностью удельной нагрузки на крыло – н/м² или Па. Относительное расстояние вдоль размаха крыла от середины САХ руля до продольной оси самолета учитывает плечо действия нагрузки, действующей на руль при создании поперечного момента.

С увеличением сужения крыла η эффективность органов поперечного управления ЛА уменьшается, поэтому величина показателя U обратно пропорциональна величине η .

Показатель U не учитывает динамические процессы, происходящие в полете при управлении самолетом, и относится к группе статических показателей.

Запишем выражение для показателя U в компактной форме, для чего введем следующие обозначения:

$$\begin{aligned} \bar{S}_p &= \frac{S_p}{S_{кр}} && \text{– относительная площадь органа поперечного управления ЛА;} \\ \bar{L}_p &= \frac{L_p}{L} && \text{– относительное расстояние вдоль размаха крыла от середины САХ руля до продольной оси самолета;} \\ \sigma &= \frac{G}{S_{кр}} && \text{– удельная нагрузка на крыло.} \end{aligned}$$

Выражение (1) можем записать в следующем виде:

$$U = \frac{\bar{S}_p \bar{L}_p \sigma}{\eta} . \quad (2)$$

Для частных случаев рассмотрим предельные значения разработанного показателя:

1. Для прямоугольного крыла, когда для поперечного управления используется вся консоль крыла показателю U принимает значение $U = \frac{1}{8}\sigma$;

2. Для треугольного крыла, $U = 0$, так как сужение $\eta = \infty$. В этом случае следует отметить, что на практике крылья треугольной формы не применяются, а используют близкие к треугольным трапециевидные крылья с большим сужением.

Разработанный статический показатель рациональности аэродинамической компоновки органов поперечного управления самолета может быть использован для оценки влияния принимаемых на ранних стадиях проектирования конструктивно-компоновочных решений на эффективность управления самолетом по крену.

При проведении экспресс-анализа вариантов аэродинамических компоновок органов управления ЛА по крену применение данного показателя позволит из всей массы альтернативных вариантов выбрать рациональный вариант, обеспечивающий необходимую аэродинамическую эффективность поперечного руля. Выбор рационального варианта аэродинамической компоновки органа поперечного управления на этапе предэскизных концептуальных проработок обеспечивает значительное уменьшение изменений, вносимых в проект на последующих стадиях разработки, его стоимости и затрачиваемого времени.

Литература

1. Анипко О.Б., Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М. Концептуальное проектирование объектов бронетанковой техники. – Харьков: НТУ «ХПИ» – 2008. – 196 с.

2. Ковтонюк И.Б., Анипко О.Б. Обоснование требований к характеристикам маневренности, устойчивости и управляемости истребителей при перехвате малоскоростных целей // Интегровані технології та енергозбереження. Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харьков: НТУ «ХПИ» – 2010. – №3. – с. 36–43.

Bibliography (transliterated)

1. Anipko O.B., Borisjuk M.D., Busjak Ju.M. Konceptual'noe proektirovanie ob"ektov bronetankovoj tehniki. – Har'kov: NTU «HPI» – 2008. – 196 p.

2. Kovtonjuk I.B., Anipko O.B. Obosnovanie trebovanij k harakteristikam manevrennosti, ustojchi-vosti i upravljaemosti istrebitelej pri perehvate maloskorostnyh celej // Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. Shhokvartal'nij naukovo-praktichnij zhurnal. – Har'kov: NTU «HPI» – 2010. – #3. – p. 36–43.

УДК 629.73.017.2

Ковтонюк І.Б.

СТАТИЧНИЙ ПОКАЗНИК РАЦІОНАЛЬНОСТІ АЕРОДИНАМІЧНОГО КОМПОНУВАННЯ ОРГАНІВ ПОПЕРЕЧНОГО УПРАВЛІННЯ ЛІТАКА

Пропонується статичний показник раціональності аеродинамічного компонування органів управління літака по крену, який дозволить оцінити вплив конструктивно-компоновальних рішень, які приймаються на ранніх стадіях проектування, на ефективність поперечного управління літака.

Kovtonyuk I.B.

STATIC INDEX OF RATIONALITY OF AERODYNAMIC ARRANGEMENT OF LATERAL CONTROLS OF AIRPLANE

Offered static index of rationality of aerodynamic arrangement of lateral controls management of airplane, which will allow to estimate influence of structurally layout decisions which are accepted on the early stages of planning, on efficiency of lateral control of airplane.

Кочуров Р.Е., Белов С.А., Аврамов К.В., Гнисько В.И.

ПРОЧНОСТЬ ВЕРТИКАЛЬНОГО КОЖУХОТРУБНОГО ТЕПЛООБМЕННОГО АППАРАТА ПРИ СЕЙСМИЧЕСКОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

1. Введение и постановка задачи. Вертикальные кожухотрубные теплообменные аппараты широко используются в нефтеперерабатывающей и нефтехимической промышленности. Если химические аппараты устанавливаются в сейсмически активном районе, существует опасность их разрушения, потери устойчивости и нарушения эксплуатационных режимов. Такие аппараты подлежат расчетному анализу, так как они являются весьма опасными объектами и к ним предъявляются жесткие требования по сейсмостойкости.

Расчет колонных аппаратов на сейсмическое воздействие в соответствии с методиками, опирающимися на ГОСТ Р 51273 – 99 [1] не позволяет получить полную картину деформирования, а также учесть большое количество собственных частот конструкции. Более того, методики расчета на сейсмическое воздействие аппаратов на опорах-лапах отсутствуют вовсе.

В данной работе предлагается подход к расчету напряженно-деформированного состояния аппарата базирующийся на использовании программного комплекса, реализующего метод конечных элементов. Для сейсмических расчетов конструкций применяется линейно-спектральная теория сейсмостойкости [2, 3], которая основана на разложении системы дифференциальных уравнений колебаний по собственным формам. Согласно этому подходу, анализ сейсмостойкости включает следующие этапы: 1). по спектрам отклика вычисляются инерционные сейсмические нагрузки, соответствующие каждой из собственных мод колебаний; 2). данные нагрузки прикладываются как статические, при этом определяются модальные отклики (перемещения, поперечные и продольные усилия, моменты) конструкции; 3). суммируя модальные отклики по формулам среднеквадратичного осреднения, вычисляется суммарный отклик, по которому оценивается сейсмостойкость конструкции.

Рассмотрим вертикальный кожухотрубный одноходовой теплообменник на опорах-лапах с неподвижными трубными решетками (рис. 1). Аппарат состоит из греющей камеры – 1, которая с двух сторон ограничена трубными решетками – 2 с закрепленными в них трубами – 3. Концы этих труб устанавливаются в трубных решетках путем развальцовки или сварки. К корпусу греющей камеры с помощью фланцевого соединения прикреплены распределительные камеры с днищами – 4, а также опоры-лапы – 5. Трубные решетки и пучок труб делят весь объем корпуса теплообменника на трубное пространство, заключенное внутри распределительных камер и теплообменных труб, и межтрубное. Для ввода и вывода теплоносителей корпус и распределительные камеры имеют патрубки штуцеров – 6, 7, 8, 9. Один поток теплоносителя (нагреваемая жидкость) направляется в нижнюю распределительную камеру через патрубок 9, проходит по трубкам и выходит из теплообменника через патрубок 8 в верхней распределительной камере. Другой поток теплоносителя, в данном случае пар, вводится в межтрубное пространство теплообменника через патрубок 6, нагревает снаружи трубы и выводится из корпуса теплообменника через патрубок 7. Аппарат установлен на металлоконструкции (рис. 2).

В расчетах использовались следующие параметры системы: высота аппарата $h = 6\text{ м}$, внутренний диаметр обечайки $D = 0.6\text{ м}$, толщина обечайки $S = 0.01\text{ м}$, длина теплообменной трубы $h_T = 4\text{ м}$, количество труб в теплообменнике – 326, масса аппарата с жидкостью – 3200 кг, масса металлоконструкции – 1150 кг. Высота установки металлоконструкции – 40 м. Материал основных элементов: сосуда, патрубков штуцеров – сталь 09Г2С, теплообменных труб – сталь 20, металлоконструкции – сталь 09Г2С. Расчетные параметры для трубного пространства: внутреннее давление – 0.63 МПа; среднее значение температуры – 170 °С; для межтрубного: внутреннее давление – 1.7 МПа; среднее значение температуры – 204 °С.

2. Математическая модель аппарата. Для создания расчетной модели использовались следующие конечные элементы: 4-узловой элемент оболочки (моделирование обечайки, днищ, трубных досок, опор-лап); 2-узловой элемент упругой прямой трубы (моделирование теплообменных труб); 2-узловой балочный элемент (моделирование металлоконструкции). Приведенные элементы имеют шесть степеней свободы в узле: перемещения в направлениях осей X, Y, Z и углы поворота относительно этих осей. В качестве граничных условий были использованы условия жесткого защемления в 4-х точках основания металлоконструкции. Геометрическая модель аппарата, закрепленного на металлоконструкции, приведена на рис. 2, фрагмент конечно-элементной сетки показан на рис. 3.

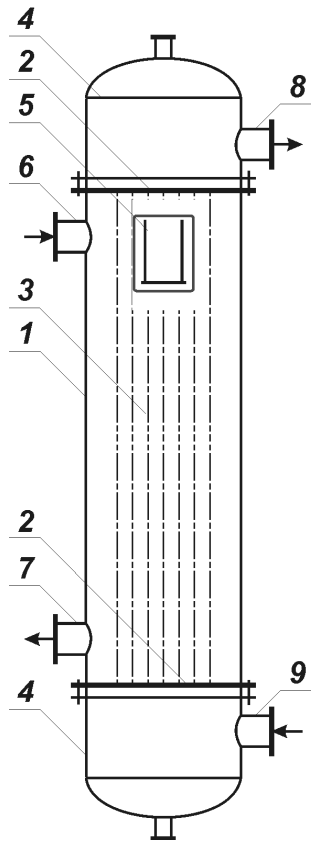


Рисунок 1 – Схема аппарата

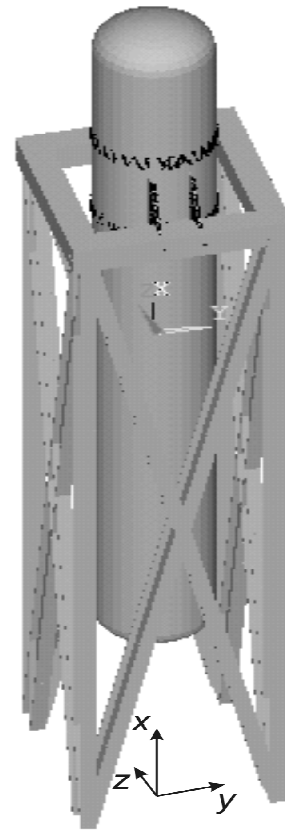


Рисунок 2 – Геометрическая модель аппарата, закрепленного на металлоконструкции

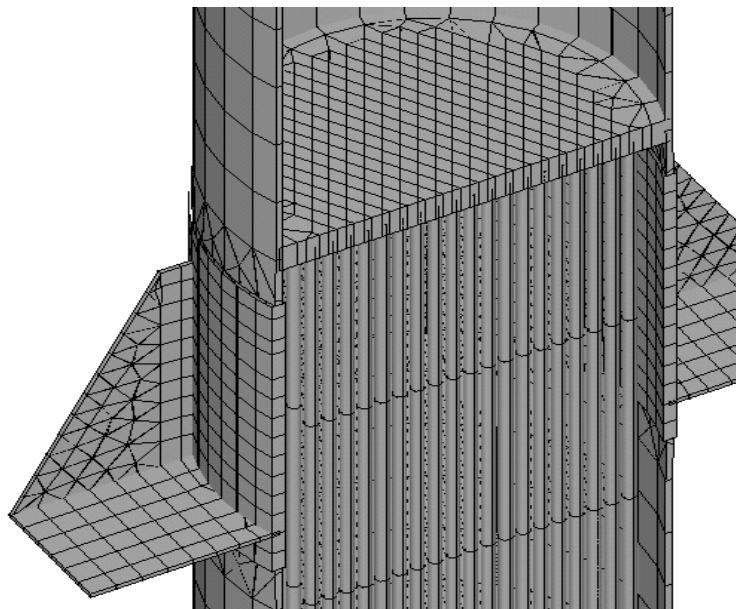


Рисунок 3 – Фрагмент конечно-элементной сетки

3. Статический анализ конструкции. Ниже приведены результаты статического расчета аппарата на прочность. В рабочем режиме на сосуд и теплообменные трубы действует давление жидкости и пара, температурное поле, весовые нагрузки. Учитывалось снижение жесткости трубной решетки от перфора-

ції в області кріплення труб [4]. На рис. 4 представлена діаграма сумарних переміщень трубних решіток. Максимальні прогиби трубних решіток становлять 0.8 мм. Максимальні прогиби теплообмінних труб становлять 4.2 мм і не перевищують зазор між трубами в пучку.

На рис. 5 представлена діаграма розподілення еквівалентних напружень: а) на корпусі апарату; б) в області опори-лапи; в, г) на верхній і нижній трубних решітках; д) в місці примикання верхнього дна к посуду. Максимальні осеві напруження на теплообмінних трубах становлять 43.9 МПа. Максимальні еквівалентні напруження виникають в нижніх кутових точках кріплення опор-лап к корпусу апарату і становлять 305 МПа (рис. 4б).

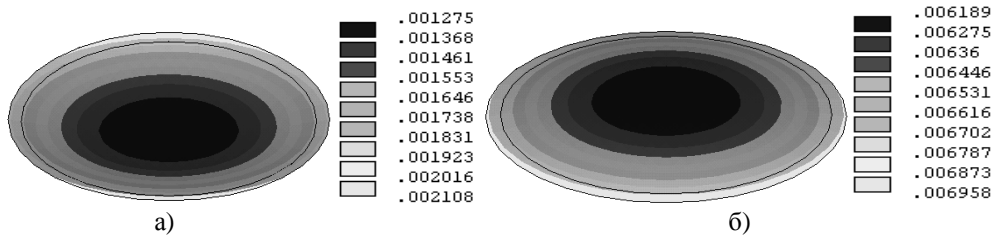


Рисунок 4 – Діаграма сумарних переміщень трубних решіток:
а) – верхньої; б) – нижньої

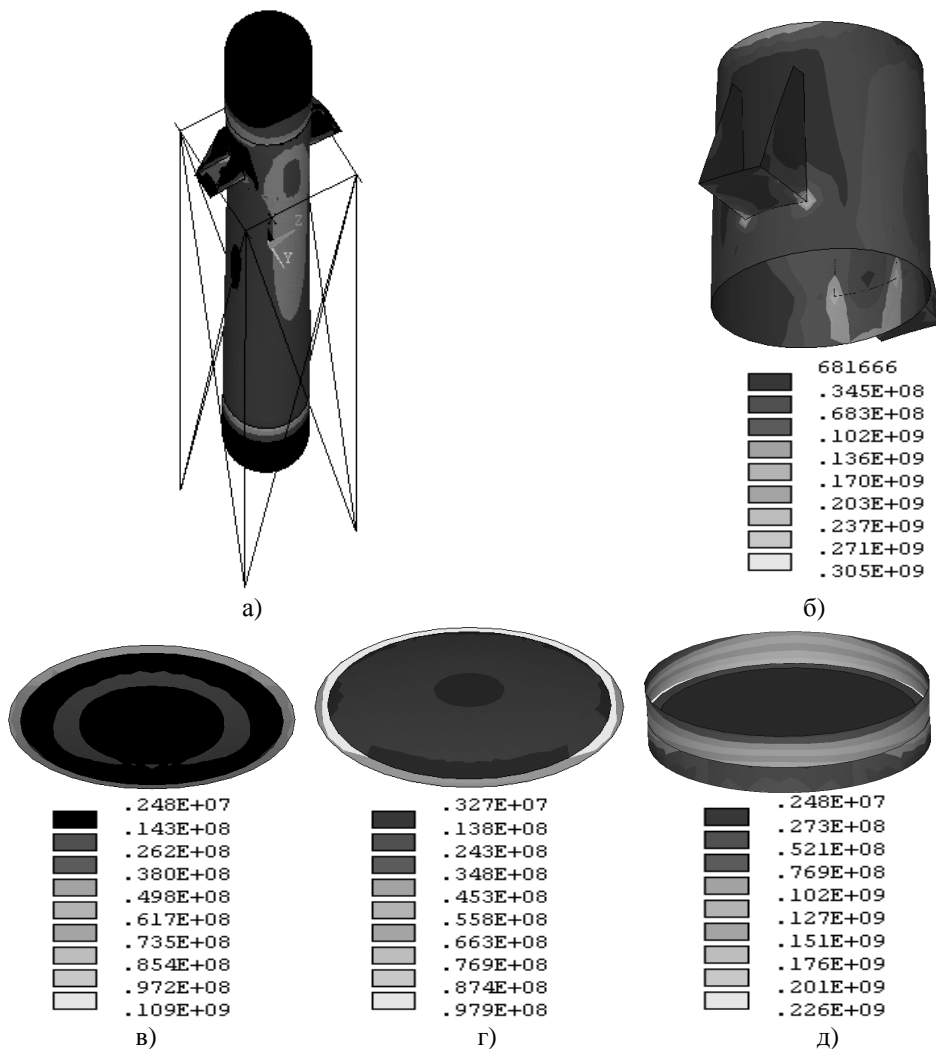


Рисунок 5 – Діаграма розподілення еквівалентних напружень:
а) на корпусі; б) в області опори-лапи; в) на верхній трубній решітці; г) на нижній трубній решітці;
д) в області примикання верхнього дна к посуду

4. Сейсмический анализ системы. Произведем анализ прочности аппарата при действии сейсмической нагрузки. В качестве исходных данных этой нагрузки используем обобщенные спектры ответа (рис. 6) [5]. Используемый подход позволяет исследовать прочность как корпуса аппарата, так и его сборочных единиц, а также позволяет учесть влияние составных частей аппарата, а также позволяет учесть влияние составных частей аппарата, таких как теплообменные трубы и трубные доски, на общую картину деформирования.

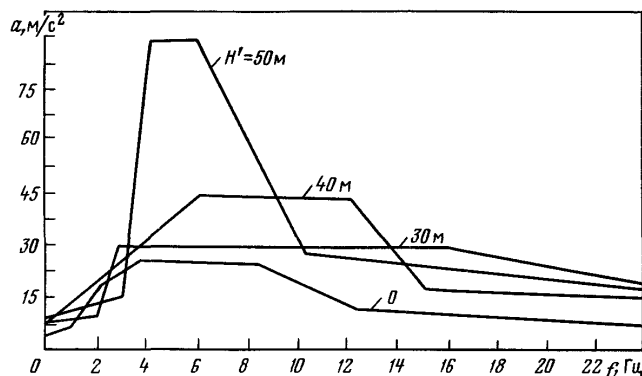


Рисунок 6 – Обобщенные спектры ответа горизонтальных колебаний при относительном демпфировании $K = 0.02$ и сейсмичности площадки 9 баллов

Длина сейсмической волны по сравнению с протяженностью сооружения весьма велика. Поэтому предположим, что при ее проходе фундамент сооружения испытывает лишь некоторое поступательное перемещение в направлении оси z (рис. 2). Это наиболее опасное направление для данного сооружения.

В таблице 1 приведены собственные частоты колебаний конструкции, расположенные в порядке возрастания в диапазоне от 0 до 24 Гц. Этот диапазон соответствует частотному диапазону сейсмического нагружения. Символом i обозначен порядковый номер собственной формы, начиная с моды, соответствующей минимальной собственной частоте; символами ω_i обозначаются соответствующие значения собственных частот в Гц. Отметим, что частоты с номерами 4÷653, 676÷1314 отвечают формам колебаний теплообменных труб. Поэтому они близки.

Таблица 1 – Собственные частоты колебаний конструкции

i	1	2	3	4–653		654	655	656	657	658
ω_i	3.7212	5.4732	6.5486	6.5754–6.6391		7.2801	8.8068	8.8252	9.1999	11.438
i	659	660	661	662	663	664	665	666	667	668
ω_i	11.519	11.644	11.648	11.902	11.912	12.145	13.062	14.840	15.784	16.233
i	669–671		672	673	674	675	676–1314		1315	1316
ω_i	17.325		17.341	17.502	17.925	17.934	18.073–18.297		19.088	19.167
i	1317	1318	1319	1320						
ω_i	19.203	19.577	20.956	22.367						

Результаты сейсмического анализа представлены на рис. 7–9. На рис. 7 представлена диаграмма максимальных суммарных перемещений конструкции от сейсмического воздействия. Диаграмма прогибов трубных решеток в направлении оси x представлена на рис. 8. Максимальные прогибы трубных решеток составляют 0.4 мм. Максимальные прогибы теплообменных труб составляют 54.8 мм.

На рис. 9 представлена диаграмма распределения эквивалентных напряжений: а) на корпусе аппарата; б) в области опоры-лапы; в), г) на верхней и нижней трубных решетках. Максимальные осевые напряжения в теплообменных трубах составляют 212 МПа. Максимальные эквивалентные напряжения возникают в нижних угловых точках крепления опор-лап к корпусу аппарата и составляют 421 МПа (рис. 9б).

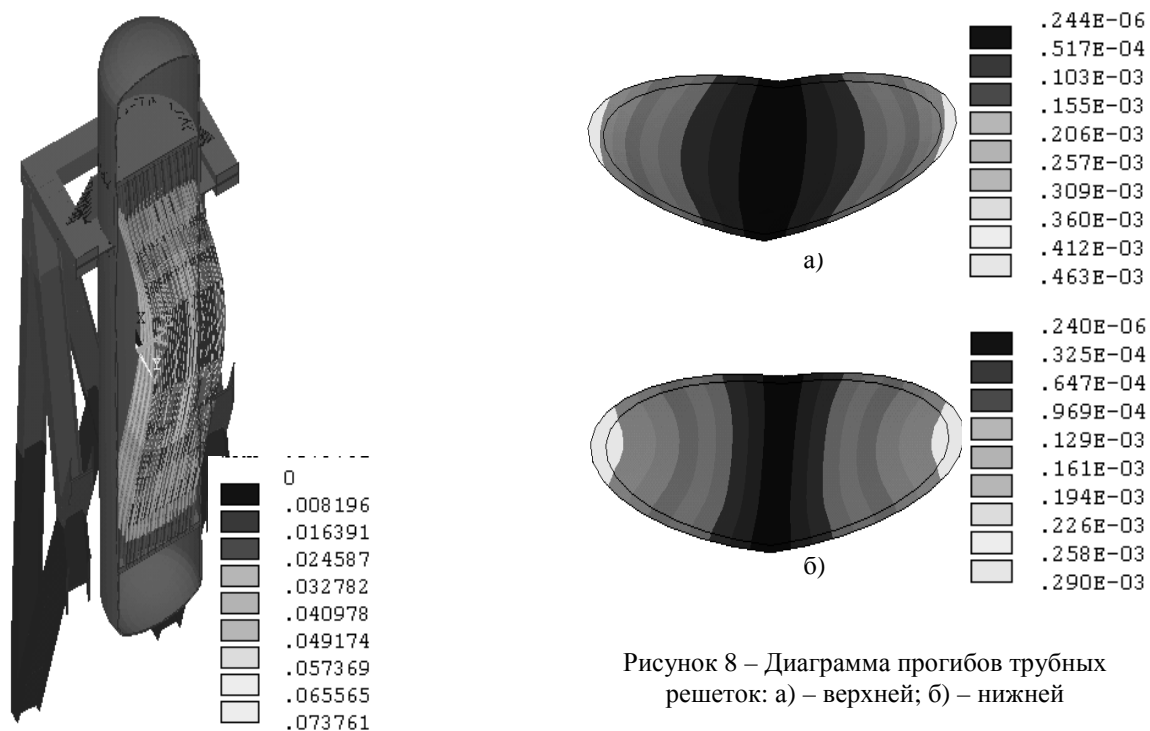


Рисунок 7 – Диаграмма максимальных суммарных перемещений конструкции от сейсмического воздействия

Рисунок 8 – Диаграмма прогибов трубных решеток: а) – верхней; б) – нижней

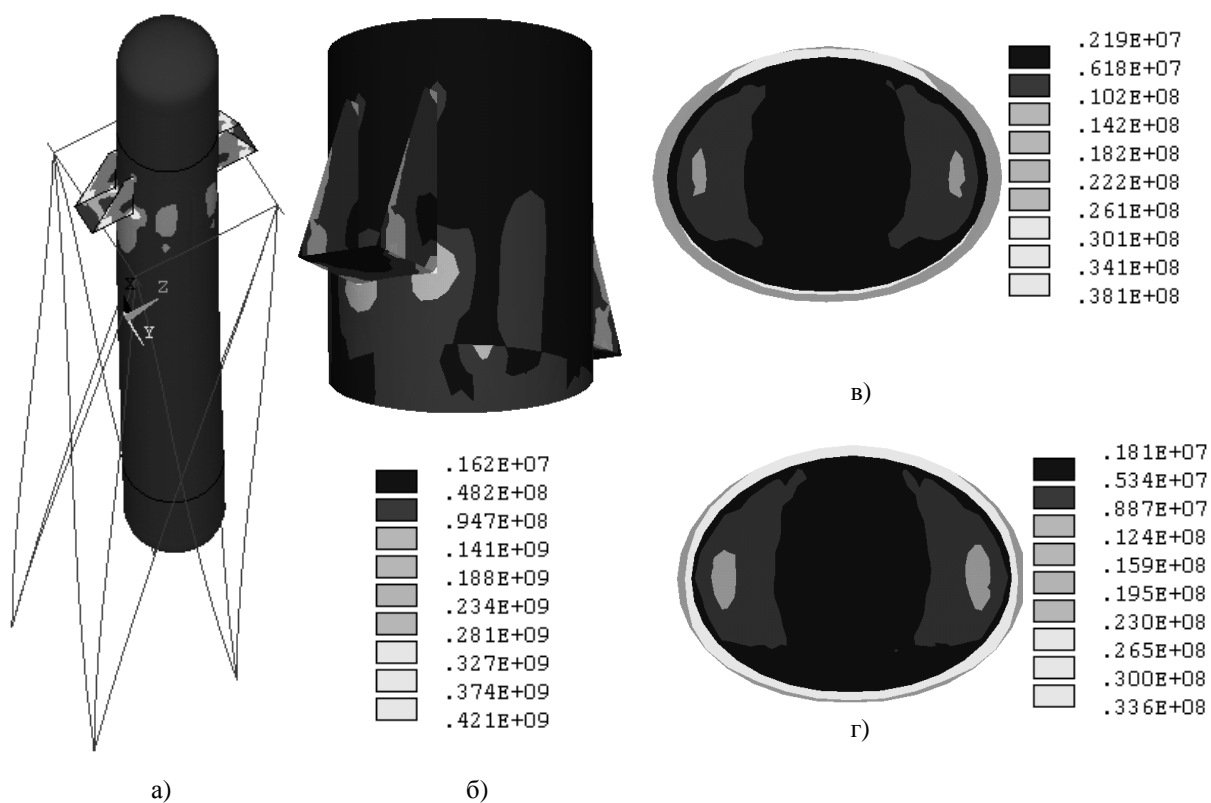


Рисунок 5 – Диаграмма распределения эквивалентных напряжений: а) на корпусе; б) в области опоры-лапы; в) на верхней трубной решетке; г) на нижней трубной решетке

Заключення. В статті представлений аналіз динамічної прочності вертикального кожухотрубного теплообмінного апарату на опорах-лапах, встановленого на металоконструкції, при сейсмічному впливі. Результати розрахунку показують, що максимальні еквівалентні напруження виникають в нижніх кутових точках кріплення опор-лап к корпусу апарату і в сумі (від статических навантажень в робочому режимі і динамічного впливу при сейсмічності 9 балів) становлять 726 МПа, що перевищує допустимі [6]:

$$\sigma_{max} = 726 \text{ МПа} > 3 [\sigma] = 495 \text{ МПа.}$$

Для зниження напружень в опорах-лапах і теплообмінних трубах рекомендується збільшити число опор-лап до чотирьох, а в міжтрубне простір апарату додати перегородки. З проведеної роботи також слід, що необхідно внести зміни в методики і норми розрахунку сейсмостійкості хімічного обладнання. Важливим, і можливо головним, моментом також є запобігання руйнуванню обслуговуючого персоналу.

Економічний ефект може бути розрахований за величиною витрат на ліквідацію руйнувань, виникаючих в результаті неексплуатованого розрахунку сейсмостійкості апаратів і будівель.

Література

1. ГОСТ Р 51273 – 99. «Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. Определение расчетных усилий для аппаратов колонного типа от ветровых нагрузок и сейсмических воздействий». – М.: Госстандарт России. 1999 г. – 11 с.
2. Бирбраер А.Н. Расчет конструкций на сейсмостойкость / А.Н. Бирбраер. – СПб.: Наука, 1998. – 255 с.
3. Строительная механика. Динамика и устойчивость сооружений: учеб. / А.Ф. Смирнов, А.В. Александров, Б.Я. Лашеников, Н.Н. Шапошников. – М.: Стройиздат, 1984. – 416 с.
4. ГОСТ Р 52857.7 – 2007. «Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. Теплообменные аппараты». – М.: Стандартинформ. 2008 г. – 45 с.
5. «Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок». – М.: Энергоатомиздат, 1989 г. – 528 с.
6. ГОСТ Р 52857.1 – 2007. «Сосуды и аппараты. Нормы и методы расчета на прочность. Общие требования». – М.: Стандартинформ. 2008 г. – 22 с.

Bibliography (transliterated)

1. GOST R 51273 – 99. «Sosudy i apparaty. Normy i metody rascheta na prochnost'. Opredelenie raschetnyh usilij dlja apparatov kolonnogo tipa ot vetrovyh nagruzok i sejsmicheskikh vozdejstvij». – М.: Gosstandart Rossii. 1999 g. – 11 p.
2. Birbraer A.N. Raschet konstrukcij na sejsmostojkost' A.N. Birbraer. – SPb.: Nauka, 1998. – 255 p.
3. Stroitel'naja mehanika. Dinamika i ustojchivost' sooruzhenij: ucheb. A.F. Smirnov, A.V. Aleksandrov, B.Ja. Lashhenikov, N.N. Shaposhnikov. – М.: Strojizdat, 1984. – 416 p.
4. GOST R 52857.7 – 2007. «Sosudy i apparaty. Normy i metody rascheta na prochnost'. Teploobmen-nye apparaty». – М.: Standartinform. 2008 g. – 45 p.
5. «Normy rascheta na prochnost' oborudovanija i truboprovodov atomnyh jenergeticheskikh ustanovok». – М.: Jenergoatomizdat, 1989 g. – 528 p.
6. GOST R 52857.1 – 2007. «Sosudy i apparaty. Normy i metody rascheta na prochnost'. Obshhie trebovanija». – М.: Standartinform. 2008 g. – 22 p.

УДК 539.4, 66.045.122

Кочуров Р.С., Белов С.О., Аврамов К.В., Гнітько В.І.

МІЦНІСТЬ ВЕРТИКАЛЬНОГО КОЖУХОТРУБНОГО ТЕПЛОБМІННОГО АПАРАТА ПРИ СЕЙСМІЧНОМУ ВПЛИВІ

Проведено міцнісний розрахунок вертикального кожухотрубного теплообмінного апарату на опорах-лапах, встановленого на металоконструкції, на статичні навантаження і сейсмічний вплив. Напружено-деформований стан апарату досліджується за допомогою програмного комплексу, що реалізує метод кі-

нцевих елементів. Для сейсмічних розрахунків конструкцій застосовується реалізація лінійно-спектральної теорії сейсмостійкості.

Kochurov R.E., Belov S.A., Avramov K.V., Gnitko V.I.

STRENGTH OF THE VERTICAL SHELL HEAT EXCHANGER UNDER SEISMIC LOADS

A strength calculations of seismically excited vertical heat exchanger are carried out. Stress-strain state of structure analyzed by using software package that implements the finite element method. Linear-spectral theory of seismic stability is used for seismic calculations.

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

**МОДЕЛИРОВАНИЕ НЕУПРУГОГО РАССЕЙНИЯ ФОТОЭЛЕКТРОНОВ
В РАДИАЦИОННОЙ ТЕХНОЛОГИИ МОДИФИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ
ОБЛУЧЕНИЕМ**

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 аналитического контроля модификации состава и микроскопической структуры веществ непосредственно связана с учётом разнообразных каналов заселения локальных дефектообразующих центров в кристаллических матрицах образцов. Как правило разделить вклады таких каналов в процесс модификации структуры образца достаточно сложно из-за сложного характера внутрикристаллических межатомных взаимодействий [1]. Поэтому при исследовании влияния индивидуальных особенностей каналов энергетической релаксации обычно используют модельные кристаллические системы. Особо следует отметить класс ван-дер-ваальсовых кристаллов, среди которых модельными являются атомарные кристаллы инертных элементов, технологическое использование которых только начинается в настоящее время, но спектроскопические характеристики радиационно-индуцированных процессов в которых уже достаточно подробно исследованы [3]. Конденсированные инертные газы широко используются как в качестве модельных систем в фундаментальных исследованиях [3,4], так и в качестве рабочих сред детекторов частиц и позитронных модераторов [5]. Технологически модификация материалов электронными возбуждениями основана на явлении локализации этих возбуждений, сопровождающейся выделением энергии в окружающую решетку, что стимулирует разнообразные неупругие процессы. 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. Неупругая перестройка кристаллического окружения возбужденного центра возможна только в случае, если энергия электронных возбуждений превышает энергию связи кристалла. Этот энергетический критерий с запасом выполняется для ван-дер-ваальсовых кристаллов благородных газов, в частности, аргона, у которого ширина запрещенной зоны равна, $E_g = 14,16$ эВ, а энергия связи атома, $\epsilon_b = 0,088$ эВ [3]. Кроме того, в данном классе кристаллов вследствие сильного взаимодействия с фонами экситоны и дырки автолокализуются, при этом реализуется множество каналов локализации: квазиатомные автолокализованные экситоны (A-STE), квазимолекулярные автолокализованные экситоны (M-STE), автолокализованные дырки (STH) и захваченные на ловушках электроны.

Как было показано в предыдущих работах, к данному классу кристаллов применим метод неразрушающего контроля радиационно-индуцированной модификации структуры образцов [6], основанный на применении кинетического анализа эволюции определенных, "дефектных", полос люминесценции возбужденных центров, локализованных вблизи дефектов кристаллической решетки [7]. Однако известно, что в заселении дефектообразующих локальных центров в кристаллах инертных элементов участвуют много каналов энергетической релаксации [3], и моделирование процессов релаксации позволит определить технологические параметры модификации структуры образцов.

В настоящей работе рассматривается процесс неупругого рассеяния фотоэлектронов в зоне проводимости кристаллов аргона с использованием в качестве люминесцентного детектора примеси CO. Селективное фотовозбуждение кристаллов с помощью синхротронного излучения позволяет создавать в зоне проводимости монохроматичные электроны с энергией равной разности энергии фотонов E и энергии запрещенной зоны E_g . Для исследования процессов неупругого рассеяния фотоэлектронов в ходе релаксации по зоне мы использовали кристаллы аргона, допированные примесью CO с концентрацией 10^{-4} , что позволяло избежать агрегации примесных молекул и исключить влияние межмолекулярного взаимодействия на исследуемые процессы. Использование именно системы CO/Ag было обусловлено тем, что в матрично-изолированном CO существует хорошо исследованная быстрая электронная релаксация в нижайшее возбужденное $a^3\Pi$ состояние [3], которое излучательно распадается, формируя систему полос Камерона.

Експеримент. Для изучения каналов релаксации энергии электронного возбуждения, различных подпороговых неупругих процессов мы использовали фотолюминесцентную спектроскопию – селективное возбуждение импульсным синхротронным излучением на светосильной установке Superlumi, которая 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 [8].

Результаты и обсуждение. Спектр фотолюминесценции кристаллов аргона, допированных CO, приведен на рис. 1(а). Спектр фотовозбуждения полосы Камерона приведен на рис. 1(б). Спектр люминесценции состоит из полос *M* и *H* излучения кристаллов аргона и системы полос Камерона CO, формируемых переходами $a^3\Pi \rightarrow X^1\Sigma^+$. На рис. 1(а) представлены $v'' \rightarrow v'$ переходы для $v'' = 0$ и $v' = 0, 1, 2$ системы полос Камерона. Стрелками указаны энергетические положения, для которых на рис. 2 записаны спектры фотовозбуждения.

Спектры фотовозбуждения полос Камерона демонстрируют высокую чувствительность люминесценции примесного CO к процессам генерации электрон-дырочных пар в матрице и процессам переноса энергии к примеси. Для примера на рис. 1(б) показан спектр возбуждения полосы Камерона $a^3\Pi (v' = 0) \rightarrow X^1\Sigma^+(v'' = 1)$ ($\lambda_{изл} = 219,5$ нм). $E_{CO} = 5,957$ эВ обозначает энергию нижайшего $X^1\Sigma^+(v'' = 0) \rightarrow a^3\Pi (v' = 0)$ триплетного перехода. Спектр фотовозбуждения люминесценции полос Камерона в диапазоне энергий выше E_g был измерен впервые.

Слабые линии на рис. 1(б) вблизи $h\nu = 8$ эВ соответствуют прямому фотовозбуждению матрично-изолированной молекулы CO спин-разрешенными переходами $X^1\Sigma^+ \rightarrow A^3\Pi$ [9]. Спектральные особенности в области 12–14 эВ соответствуют возбуждению примесных молекул свободными экситонами матрицы. E_{FE} обозначает энергию нижайшего ($\Gamma(3/2), n = 1$) экситона. Выше первого порога на E_g спектр возбуждения демонстрирует эффективное заселение излучательных состояний примеси вследствие генерации электрон-дырочных пар.

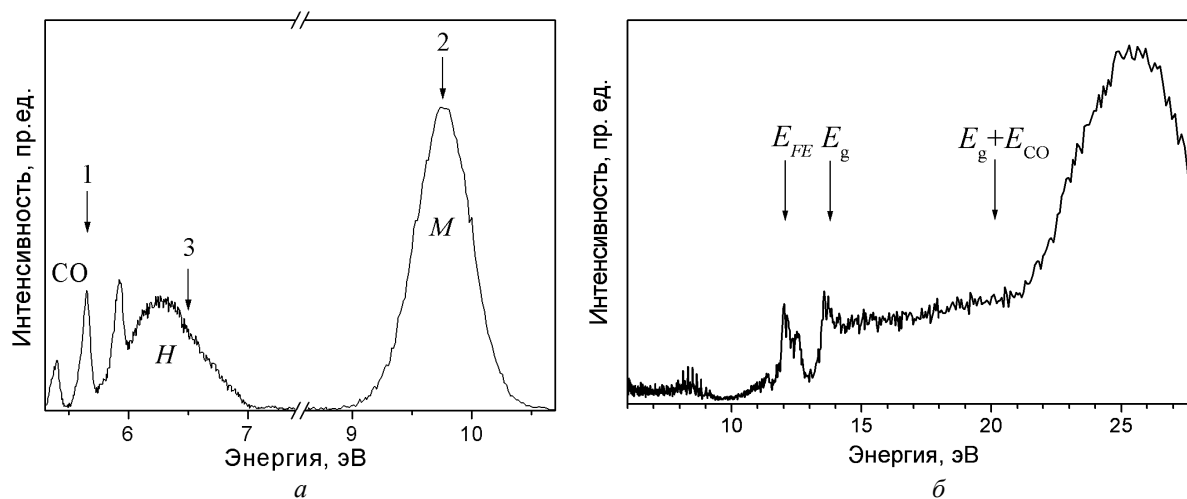


Рисунок 1 – Спектры кристалла аргона с примесью CO при $T = 5$ К:

a – спектр фотолюминесценции, при возбуждении фотонами с энергией $h\nu = 14,2$ эВ;

б – Спектр возбуждения полосы Камерона 219,5 нм

Регистрация спектров возбуждения различных компонентов люминесценции системы CO/Ar в области энергий возбуждающих фотонов выше E_g (рис. 2) обеспечила возможность сканирования энергии фотоэлектронов при одновременном исследовании распространения фотоэлектронов по кристаллу к излучающим центрам различной природы [10].

Динамика фотоэлектронов в системе CO/Ar определяется иерархией характеристических энергий участвующих электронных состояний: энергией $E_{CO} = 5,96$ эВ нижайшего электронного перехода в молекуле CO $X^1\Sigma^+ \rightarrow a^3\Pi$; энергией свободных экситонов в твердом аргоне $E_{FE} = 12,06$ эВ и энергией запрещенной зоны твердого аргона $E_g = 14,16$ эВ. Также можно выделить три принципиально различных

излучающих центра, формирующих спектр люминесценции [3]: примесные молекулы CO, излучающие полосы Камерона $a^3\Pi \rightarrow X^1\Sigma^+$; автолокализованные экситоны, люминесценция которых (полоса M) формируется переходами $1,3^1\Sigma_u^+ \rightarrow 1^1\Sigma_g^+$ в квазиэксимере Ar_2^* ; возбужденные автолокализованные дырки $(Ar_2^+)^*$, люминесценция которых формирует H-полосу.

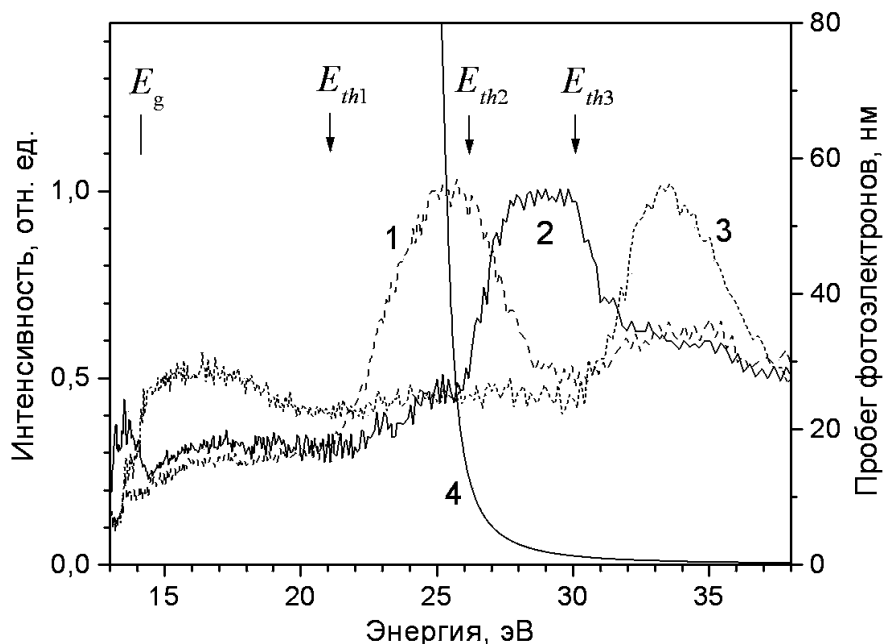


Рисунок 2 – Спектры возбуждения люминесценции твердого аргона, допированного CO.

Спектры 1, 2 и 3 записаны для энергий фотонов, отмеченных на рис. 1(а) стрелками и отнормированы на интенсивность в их максимумах.

Кривая 4 – длина свободного пробега фотоэлектронов в твердом аргоне

Спектры возбуждения полос M (кривая 2), H (кривая 3) и полосы системы Камерона $a^3\Pi(v' = 0) \rightarrow X^1\Sigma^+(v'' = 1)$ (кривая 1) представлены на рис. 2. При этом фотонные энергии (показанные на рис. 1(а) стрелками), на которых детектировались спектры возбуждения, были выбраны таким образом, чтобы выделить люминесценцию излучающих центров, перечисленных выше. Спектры возбуждения демонстрируют, что оба типа излучения – излучение матрицы и излучение примеси CO – наблюдаются вследствие создания электрон-дырочных пар фотонами с энергиями $h\nu \geq E_g$, при этом спектры возбуждения имеют характерный пороговый вид на фотонных энергиях $E_{th1} = 21$ эВ, $E_{th2} = 26$ эВ и $E_{th3} = 30$ эВ. Такое поведение объясняется следующим образом. Возбуждающий фотон с энергией $E > E_{th1}$ создает электрон-дырочную пару. "Горячий" фотоэлектрон может рассеяться неупруго на примеси CO с переходом в состояние с меньшей энергией, находясь в котором он имеет все ещё достаточно энергии, чтобы возбудить ещё одну молекулу примеси. Результатом этого (первого) процесса размножения электронных возбуждений будет существенное увеличение интенсивности излучения примеси при $E > E_{th1}$.

Пороговая энергия E_{th1} может быть оценена в рамках упрощенной теории, которая рассматривает переход между двумя параболическими энергетическими зонами, экстремумы которых находятся в Γ -точке зоны Бриллюэна, $\vec{k} = 0$ [11]:

$$E_{th1} = E_g + E_{CO} \cdot \left(1 + \frac{m_e}{m_h}\right). \quad (1)$$

Используя литературные значения эффективной массы электрона ($m_e = 0,48m_0$, m_0 – масса покоя свободного электрона) и дырки ($m_h = 5,3m_0$) [3], получаем пороговую энергию $E_{th1}^{Ar} = 20,7$ эВ. Длина свободного пробега электронов с энергией $E \approx E_{th1}$ превосходит межатомное расстояние твердого аргона в несколько сот раз. Кривая 4 на рис. 2 представляет зависимость длины свободного пробега электронов в твердом аргоне, рассчитанную по формуле Швентнера, описывающей зависимость длины свободного

пробега $L(E)$ електрона від його енергії E , відсчитаної від максимуму валентної зони, в атомарних кристалах [12].

$$L(E) = C \frac{\sqrt{E - E_g}}{(E - E_{sc})^2}, \quad (2)$$

де C і E_{sc} – константи, визначені експериментально методом фотоелектронної спектроскопії для всіх кристалів [12]. Для аргону $C = 10 \text{ нм} \cdot \text{эВ}^{3/2}$, $E_{sc} = 24,5 \text{ эВ}$. З збільшенням енергії збуджуючих фотонів довжина вільного пробігу створюваних фотоелектронів різко зменшується, і при значеннях енергії рівній другій характеристичній енергії E_{th2} довжина вільного пробігу стає порівнянною з постійною ґратки. Енергія $E_{th2} = E_g + E_{FE}$, являючись пороговою для створення екситонів, чітко виражена в спектрі збудження M -полоси. В цьому випадку утворюється електрон-поляронний комплекс, що складається з електрон-дірочної пари, оточеної поляризаційним хмарою, і додаткового екситона. Такий (другий) процес розмноження електронних збуджень був запропонований теоретично [13] і багаторазово перевірений експериментально [3,10,12] для атомарних кристалів.

Перенос енергії до приміси вимагає великих значень L . Як тільки L зменшується до величин, порівнянних з постійною ґратки, перенос енергії до примісних молекул СО стає менш ефективним, в той час як кількість електронних збуджень матриці за механізмом формування електронно-поляронного комплексу зростає. Це пояснює поведінку спектрів збудження в області енергій $E \approx E_{th2}$.

Дальніше збільшення енергії збуджуючих фотонів призводить до ситуації, коли процеси народження фотоелектрона і його неупругого розсіяння можуть відбуватися на сусідніх атомах ґратки або навіть на одному і тому ж атомі [12]. Генерація вторинної електрон-дірочної пари в ході неупругого розсіяння фотоелектрона призводить до утворення власного збудженого іонного центру. Порогова енергія для формування вторинної електрон-дірочної пари визначається з відношення, аналогічного (1):

$$E_{th3} = E_g + E_g \cdot \left(1 + \frac{m_e}{m_h}\right). \quad (3)$$

Розрахована за (3) енергія $E_{th3}^{Ar} = 29,6 \text{ эВ}$ близька до виміряної експериментально енергії $E_{th3} = 30 \text{ эВ}$. Конкуренція процесів генерації іонних центрів і екситонів відображена в поведінці спектрів збудження H і M в області енергій вище E_{th3} .

Висновки. Таким чином, отримані дані свідчать про те, що в системі СО/Аг відбувається неупруге розсіяння електронів трьох типів: (1) фотоелектрони з великою довжиною вільного пробігу неупруго розсіюються на примісних молекулах, (2) електрони з довжиною вільного пробігу, порівнянною з параметром ґратки, утворюють електрон-поляронні комплекси, (3) фотоелектрони з енергією більше E_{th3} можуть створити власний іонний центр внаслідок утворення вторинної електрон-дірочної пари в ході розсіяння.

Література

1. Itoh N. Materials modification by electronic excitation / N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : University Press, 2000. – 536 p.
2. Danzer K. Analytical Chemistry: Theoretical and Metrological Fundamentals / K. Danzer. – Berlin : Springer, 2007. – 315 p.
3. Огурцов А.Н. Модифікація кристалів електронними збудженнями: монографія / А.Н. Огурцов. – Х. : НТУ "ХПІ", 2009. – 368 с.
4. The ZEPLIN-III dark matter detector: Instrument design, manufacture and commissioning / D.Yu. Akimov, G.J. Alner, H.M. Araújo [et al.] // Astroparticle Phys. – 2007. – V. 27, № 1. – P. 46–60.
5. An investigation of positrons interacting with solid argon, krypton xenon / [M.P. Petkov, K.G. Lynn, L.O. Roellig, T.D. Troev] // Appl. Surf. Sci. – 1997. – V. 116, № 1. – P. 13–18.
6. Огурцов О.М. Радіаційна технологія модифікації структури кристалів опроміненням. Моделювання кінетики накопичення дефектів / О.М. Огурцов, Н.Ю. Масалітіна // Хімічна промисловість України. – 2009. – №4(93). – С. 10–13.
7. Ogurtsov A.N. Kinetic study of inelastic radiation-induced processes in rare-gas cryocrystals / A.N. Ogurtsov, N.Yu. Masalitina, O.N. Bliznjuk // Low Temp. Phys. – 2007. – V. 33, № 6/7. – P. 689–693.

8. Огурцов А.Н. Экспериментальные аналитические методы исследования подпороговых радиационно-индуцированных процессов в криокристаллах / А.Н. Огурцов // Вестник НТУ "ХПИ". – 2006. – №11. – С. 39–48.
9. 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.
10. Photoelectron scattering in CO doped solid Ar / A.N. Ogurtsov, E.V. Savchenko, J. Becker, [et al.] // Chem. Phys. Lett. – 1997. – V. 281, № 4. – P. 281–284.
11. Mechanisms of intrinsic and impurity luminescence excitation by synchrotron radiation in wide-gap oxides / M. Kirm, E. Feldbach, R. Kink [et al.] // J. Electron Spectrosc. Relat. Phenom. – 1996. – V. 79, № 1. – P. 91–94.
12. Schwentner N. Electronic excitations in condensed rare gases / N. Schwentner, E.-E. Koch, J. Jortner // Springer Tracts in Modern Physics V. 107. – Berlin : Springer-Verlag, 1985. – 239 p.
13. Devreese J. T. A resonance of the electronic polaron appearing in the optical absorption of alkali halides / J.T. Devreese, A.B. Kunz, T.C. Collins // Solid State Commun. – 1972. – V. 11, № 5. – P. 673–678.

Bibliography (transliterated)

1. Itoh N. Materials modification by electronic excitation N. Itoh, M. Stoneham. – Cambridge : University Press, 2000. – 536 p.
2. Danzer K. Analytical Chemistry: Theoretical and Metrological Fundamentals K. Danzer. – Berlin : Springer, 2007. – 315 p.
3. Ogurtsov A.N. Модифікація криокристалів електронними возбужденнями: монографія А.Н. Огурцов. – Н. : НТУ "ХПИ", 2009. – 368 p.
4. The ZEPLIN-III dark matter detector: Instrument design, manufacture and commissioning D.Yu. Akimov, G.J. Alner, H.M. Araújo [et al.] Astroparticle Phys. – 2007. – V. 27, # 1. – P. 46–60.
5. An investigation of positrons interacting with solid argon, krypton xenon / [M.P. Petkov, K.G. Lynn, L.O. Roellig, T.D. Troev] Appl. Surf. Sci. – 1997. – V. 116, # 1. – P. 13–18.
6. Ogurtsov O.M. Радіаційна технологія модифікації структури кристалів опроміненням. Моделювання кінетики накопичення дефектів О.М. Огурцов, Н.Ю. Масалітіна Хімічна промисловість України. – 2009. – #4(93). – p. 10–13.
7. Ogurtsov A.N. Kinetic study of inelastic radiation-induced processes in rare-gas cryocrystals A.N. Ogurtsov, N.Yu. Masalitina, O.N. Bliznjuk Low Temp. Phys. – 2007. – V. 33, # 6/7. – P. 689–693.
8. Ogurtsov A.N. Експериментальні аналитическі методи дослідження підпорогових радіаційно-індуцированих процесів в криокристаллах А.Н. Огурцов Вестник НТУ "ХПИ". – 2006. – #11. – p. 39–48.
9. 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.
10. Photoelectron scattering in CO doped solid Ar A.N. Ogurtsov, E.V. Savchenko, J. Becker, [et al.] Chem. Phys. Lett. – 1997. – V. 281, # 4. – P. 281–284.
11. Mechanisms of intrinsic and impurity luminescence excitation by synchrotron radiation in wide-gap oxides / M. Kirm, E. Feldbach, R. Kink [et al.] J. Electron Spectrosc. Relat. Phenom. – 1996. – V. 79, # 1. – P. 91–94.
12. Schwentner N. Electronic excitations in condensed rare gases / N. Schwentner, E.-E. Koch, J. Jortner Springer Tracts in Modern Physics V. 107. – Berlin : Springer-Verlag, 1985. – 239 p.
13. Devreese J. T. A resonance of the electronic polaron appearing in the optical absorption of alkali halides / J.T. Devreese, A.B. Kunz, T.C. Collins Solid State Commun. – 1972. – V. 11, # 5. – P. 673–678.

УДК 538.95, 543.068.5, 544.542

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

МОДЕЛЮВАННЯ НЕПРУЖНОГО РОЗСІЮВАННЯ ФОТОЕЛЕКТРОНІВ В РАДІАЦІЙНІЙ ТЕХНОЛОГІЇ МОДИФІКАЦІЇ МАТЕРІАЛІВ ОПРОМІНЕННЯМ

Досліджений перебіг непружного розсіювання фотоелектронів в криокристаллах інертних елементів як одного з каналів заселення дефектоутворюючих локальних центрів в радіаційній технології модифікації матеріалів опроміненням. Визначені три типи непружного розсіювання фотоелектронів та отримані відповідні порогові енергії активації.

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

**SIMULATION OF PHOTOELECTRON INELASTIC SCATTERING IN RADIATION TECHNOLOGY
OF MATERIALS MODIFICATION BY IRRADIATION**

The process of photoelectron inelastic scattering in rare gas solids as one of the channels of defect-forming local centers population in radiation technology of materials modification by irradiation was studied. Three types of photoelectron inelastic scattering and correspondent threshold energies were determined.

**ЭКСПРЕСС ПЛОТНОМЕТРИЯ МЕТАТЕЛЬНЫХ ЗАРЯДОВ КОРАБЕЛЬНЫХ
Артиллерийских боеприпасов**

В современных метательных зарядах артиллерийских боеприпасов корабельной артиллерии используются пороха гранулированного вида. Гранулы (пороховые элементы – ПЭ) при помощи средств уплотнения плотно прилегают друг к другу и к стенкам гильзы (картуза) и не перераспределяются. В зависимости от индекса боеприпаса метательный заряд может состоять из ПЭ одной или разной форм и размеров. Однако преобладающей конфигурацией ПЭ является цилиндр с одним или семью каналами.

В процессе эксплуатации (хранения, транспортировки, погрузочно-разгрузочных операций, технического обслуживания, ремонта) ПЭ могут перемещаться внутри гильзы, тереться и соударяться друг с другом, подвергаться действию внешних факторов физико-химико-биологической природы (изменению температуры, влажности, воздействию силы гравитации, поражению микроорганизмами) и следовательно трескаться (ломаться), истираться, набухать (давать усадку), терять летучие компоненты, то есть в той или иной мере видоизменять свои первичные геометрические размеры и плотность. В своем модифицированном состоянии они находятся в заряде в виде совокупности ПЭ и так называемой пороховой пыли различной степени дисперсности.

Наиболее близким физическим аналогом такого состояния пороха является его отождествление с сыпучим материалом (СМ), то есть гетерогенной системой с двумя фракциями в твердой фазе (крупно и мелкодисперсной) распределенной в газо-воздушной среде [1]. Общеизвестно, что химический состав ПЭ влияет на возможность дальнейшей эксплуатации артиллерийского выстрела, аналогично физические свойства отдельных ПЭ определяют качество всего метательного заряда. Так, например, такие особенности пороховых элементов как слеживаемость и поглощение влаги, относящиеся к признакам СМ, приводят к затруднению процесса воспламенения метательного заряда. Таким образом, порох как СМ характеризуется рядом показателей, из которых наиболее информативным и доступным измерению является плотность. Плотность пороха зависит от влажности, величины и формы пороховых элементов, количественного соотношения пыли и ПЭ, степени развития пор на поверхности последних. Плотность пороха по количеству явлений, которые связаны с ней причинно-следственными связями (рис. 1) уступает только его химическому составу. Вследствие этого входной экспресс-контроль плотности порохового заряда позволит более объективно устанавливать техническое состояние артвыстрела и даст возможность рационально управлять расходом ресурса ствола корабельной артиллерийской установки (КАУ) путем ограничения (исключения) перегрузок ствола-моноблока выстрелами сопровождаемыми максимальными давлениями, превышающими установленные пределы. Таким образом, к стрельбе следует не допускать боеприпасы, способные вызвать вышеописанный эффект. Теоретическими предпосылками реализуемости такого дополнительного входного контроля является периодический неразрушающий контроль плотности метательного заряда.

Ввиду ранее принятого отождествления порохового заряда с СМ, используя результаты исследований [1], расширим понятийный аппарат плотности заряда и методов установления его количественного значения.

ПЭ цилиндрического семиканального пороха (рис. 2 а, б) характеризуется потенциальным наличием как закрытых пор (область А) так и открытых каналов (области В). Пороховой заряд сформированный с таких ПЭ имеет газо-воздушные микропространства между ними и частицами пороховой пыли (область С). Последнюю можно подразделять по степени дисперсности и форме крупиц (рис. 2, б). На рис. 3 приведена совокупность характеристик плотности порохового заряда с учетом влияния газовой фазы.

Объемная плотность пороха – масса единицы объема порохового заряда свободно насыпанного в гильзу (картуз) непосредственно после ее заполнения без уплотнения. Данный вид плотности является характеристикой уплотняемости гранулированных порохов. После уплотнения методом встряхивания или прессования промежуточное пространство между ПЭ заполненное воздухом уменьшается. Величине объемной плотности пороха во внутренней баллистике можно поставить в соответствие плотность заряжания.

При измерении плотности ПЭ следует различать истинную и кажущуюся плотность. Истинная плотность ПЭ определяется без учета внутренних пустот и каналов. Кажущуюся плотность ПЭ рассчитывается как отношение массы ПЭ ко всему занимаемому им объему. Таким образом, истинная и кажущиеся плотности отличаются друг от друга на величину порозности, то есть доли объема пустот в занимаемом объеме. Под микропорами будем понимать поры на поверхности и внутри ПЭ. Макропоры – свободные

полости между ПЭ в гильзе (картузе) заполненные газовой смесью. При решении основной задачи внутренней баллистики в качестве плотности пороха подразумевают истинную плотность равную $1,6 \text{ г/см}^3$.

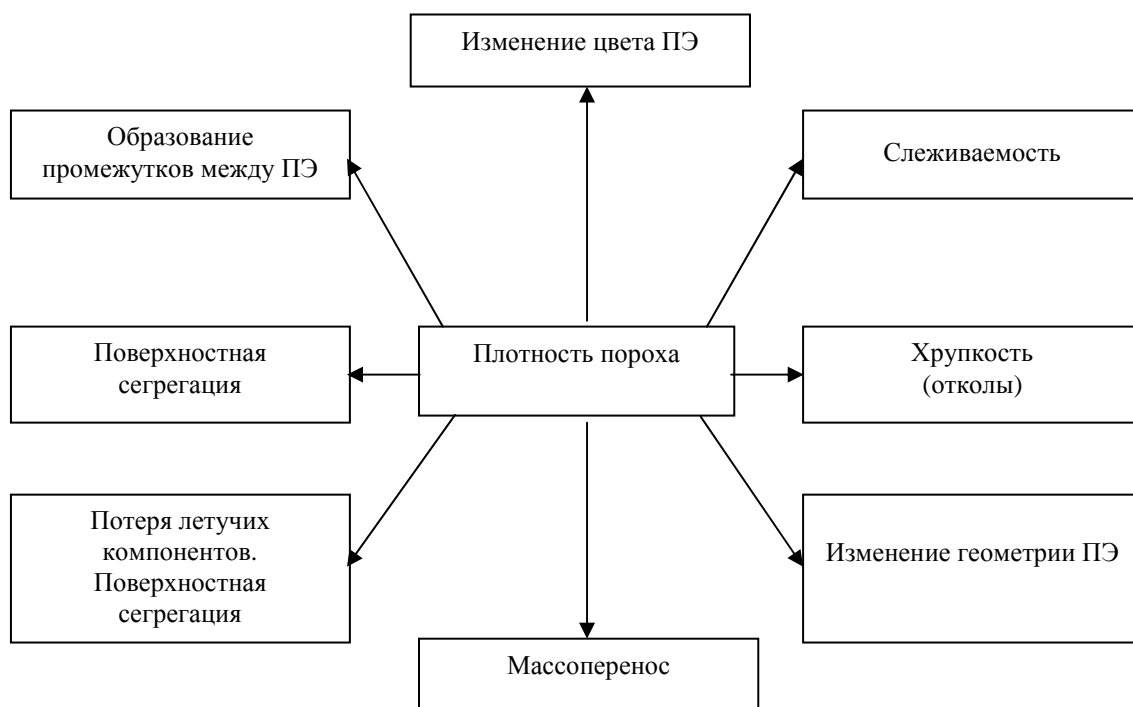


Рисунок 1 – Плотность пороха и явления связанные с ней

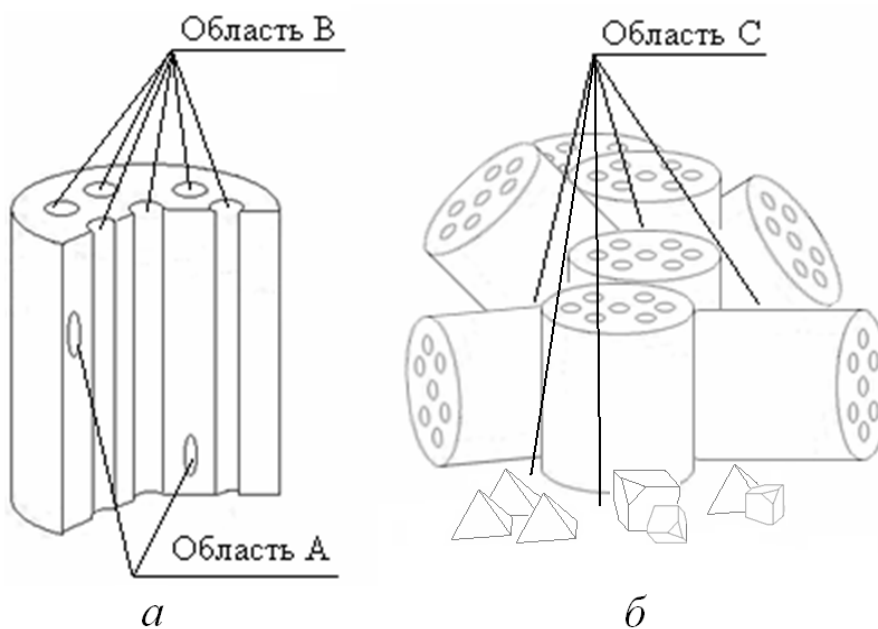


Рисунок 2 – Пороховой заряд как сыпучий материал:
a – поры и каналы порохового элемента; *б* – поры внутри порохового заряда

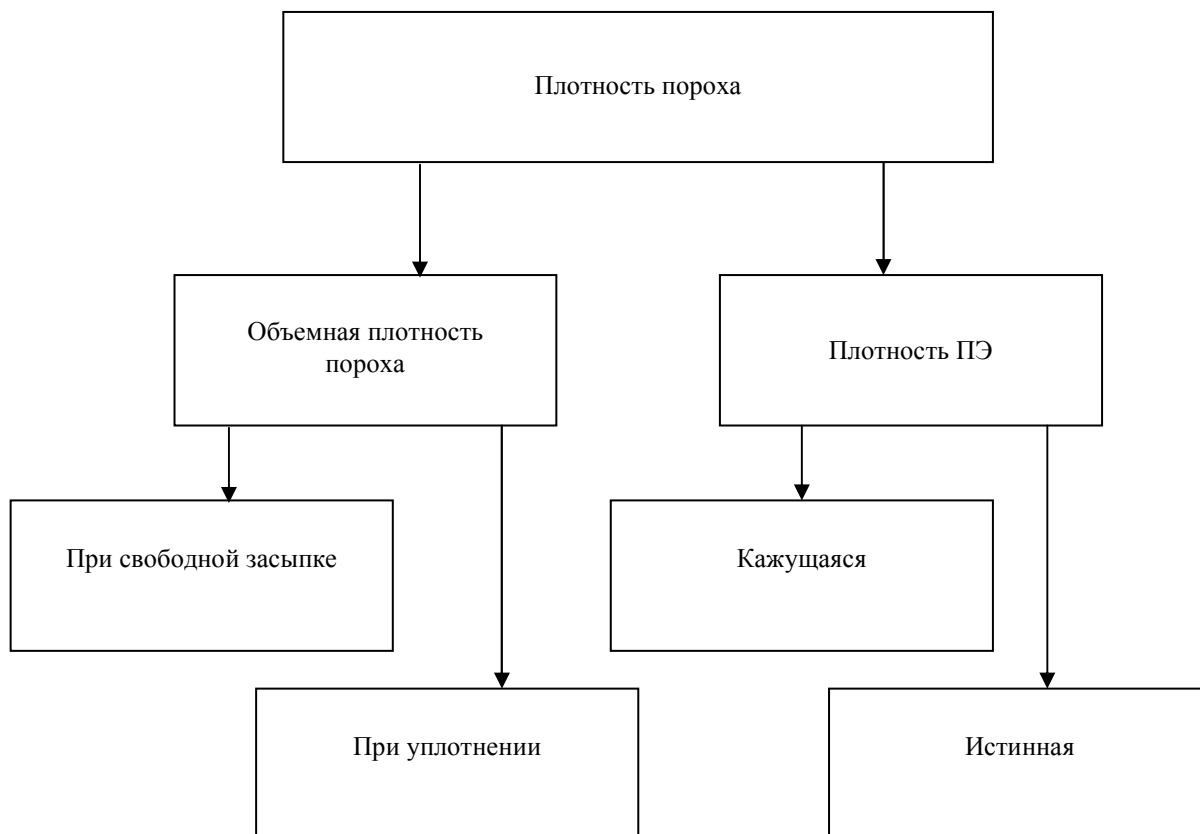


Рисунок 3 – Виды плотностей порохового заряда

Метательные заряды корабельной артиллерии. Основой метательных зарядов артиллерийских выстрелов корабельной артиллерии ВМС Украины являются пироксилиновые высокоазотистые пороха.

Масса порохового заряда артвыстрелов колеблется в пределах 97–5350 г (табл. 1,2). Заряды калибров 25–57 мм являются простыми, так как состоят из навесок бездымного пороха одной марки (простой пороховой заряд). Пороховые заряды для КАУ АК-176 и АК-100 являются комбинированными, так как в их состав входят пороха трех и четыре марок соответственно.

Распределение масс пороха в комбинированных пороховых зарядах представлено на круговых гистограммах рис. 4.

Навески семиканальных пироксилиново-канифольные порохов 13/7 БП, 9/7 БП в комбинированных зарядах составляют 75 и 87 % общей массы. Массы связанных пучков трубчатого пороха 17/1 тр БП, 12/1 тр БП соотносятся к общей массе бездымного пороха как 18,7 и 7,4 %. Соотношение масс трубчатых и семиканальных порохов в 76-мм и 100-мм выстрелах не одинаковое: для 76-мм – 1 к 12 (1 часть массы трубчатого пороха к 12 массам семиканального); для 100-мм – 1 к 4. Массовый баланс пламегасящего пороха УГФ-1 в виде цилиндрических трубок примерно одинаков для артвыстрелов этих двух КАУ (5,6–5,7 %). Он составляет 200 г для АК-176 и 300 г для АК-100. Особенностью комбинированного заряда АК-100 является использование пороха типа 5/IX-20, относящегося к пироксилиновым пламегасящим порохам содержащим пламегасительную добавку 20% хлорорганического соединения – дихлордифенилтрихлорэтан ($C_{14}H_9Cl_5$), более известного по его сокращению ДДТ (ДихлорДифенилТрихлорэтан) или бытовому названию – дуст. ДДТ является бесцветным кристаллическим веществом и одним из экологически опасных инсектицидов. В порохе данного вида ДДТ играет двойную роль пламегасящей добавки и защиты от возможного биологического воздействия.

Используя метод относительных масс определим основные соотношения составных частей метательных зарядов выбранных КАУ. Массу метательного заряда представим в виде следующей суммы:

$$\omega_{МЗ} = \omega_{ПЗ} + \omega_{В} + \omega_{ФЛ},$$

где $\omega_{МЗ}$ – масса метательного заряда, г; $\omega_{ПЗ}$ – масса порохового заряда (бездымный порох), г; $\omega_{В}$ – масса воспламенителя, г; $\omega_{ФЛ}$ – масса флегматизатора, г.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Таблица 1 – Основные характеристики метательных зарядов корабельной артиллерии

Тип АУ	Марки бездымных порохов в метательном заряде	Средние массы бездымного пороха в заряде, г	Общая масса бездымных порохов в заряде, г	Тип воспламенителя	Масса воспламенителя, г	Тип флегматизатора	Масса флегматизатора, г
Комбинированный пороховой заряд							
АК-100	13/7 БП	4000 (74,8 %)	5350	ДРП-2	75	ФР-58	100
	17/1 тр БП	1000 (18,7 %)					
	УГФ-1	300 (5,6 %)					
	5/IX-20	50 (0,9 %)					
АК-176	9/7 БП	2340 (86,9 %)	2690	ДРП-1	25	ФЛ-76	50
	12/1 тр БП	200 (7,4 %)					
	УГФ-1	150 (5,7 %)					
Простой пороховой заряд							
АК-725	11/7 БП гр	1190 (100 %)	1190	ДРП-1	7	Ф-281	33
АК-230	6/7 БП гр	190 (100 %)	190	–	–	–	–
АК-630	6/7 фл	118 (100 %)	118	–	–	–	–
2М-3М	6/7 гр	94,5 (100 %)	94,5	ДРП-1	2,5	–	–

Таблица 2 – Дополнительные характеристики метательных зарядов корабельной артиллерии

Тип АУ	Размеднитель – свинцовая проволока, г	Наличие трассера	Тип устройства воспламенения	Тип флегматизатора	Тип гильз
АК-100	25	–	УВ-4	ФР-58	Г58
АК-176	30	–	УВ-4	ФЛ-76	Г62С
АК-725	12-15	Для всех № 8	КВ-5	Ф-281	Г281, Г281Т
АК-230	3	Только для УБР-83	ЭКВ-2М	–	Г83
АК-630	1	Только для УОР-84	ЭКВ-30М	–	Г84
2М-3М	2	Для всех	ЗТ укороченная	–	Г85, Г85С

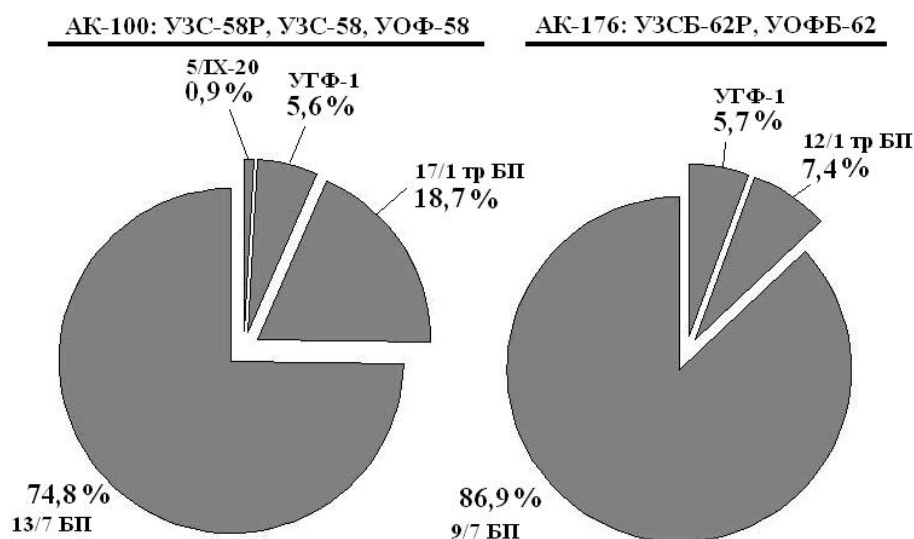


Рисунок 4 – Процентные соотношения порохов в комбинированных зарядах

Результаты расчетов представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Соотношения масс различных частей метательного заряда для выстрелов КАУ

Тип АУ	Средние массы метательного заряда, г	Средние массы бездымного пороха в заряде, г	Отношение $\omega_{ПЗ} / \omega_{МЗ}$, %	Масса воспламенителя, г	Отношение $\omega_B / \omega_{МЗ}$, %	Масса флегматизатора, г	Отношение $\omega_{ФЛ} / \omega_{МЗ}$, %
Комбинированный пороховой заряд							
АК-100	5525	5350	96,8	75	1,4	100	1,8
АК-176	2765	2690	97,3	25	0,9	50	1,8
Простой пороховой заряд							
АК-725	1230	1190	96,7	7	0,6	33	2,7
АК-230	190	190	100	–	–	–	–
АК-630	118	118	100	–	–	–	–
2М-3М	97	94,5	97,4	2,5	2,6	–	–

Примечание: в боеприпасах к АК-230, АК-630 воспламенитель на основе дымного пороха не используется, а в боеприпасах к 2М-3М, АК-230, АК-630 нет флегматизатора.

Анализ данных табл. 3 показывает, что относительные массы пороховых зарядов для разных КАУ хорошо согласуются друг с другом. Например, относительная масса порохового заряда бездымного пороха для всех 14-ти эксплуатируемых выстрелов КАУ составляет $\approx 97\%$ общей массы метательного заряда. Среднее отношение масс воспламенителя и флегматизатора – $0,97\%$ и $2,1\%$ соответственно.

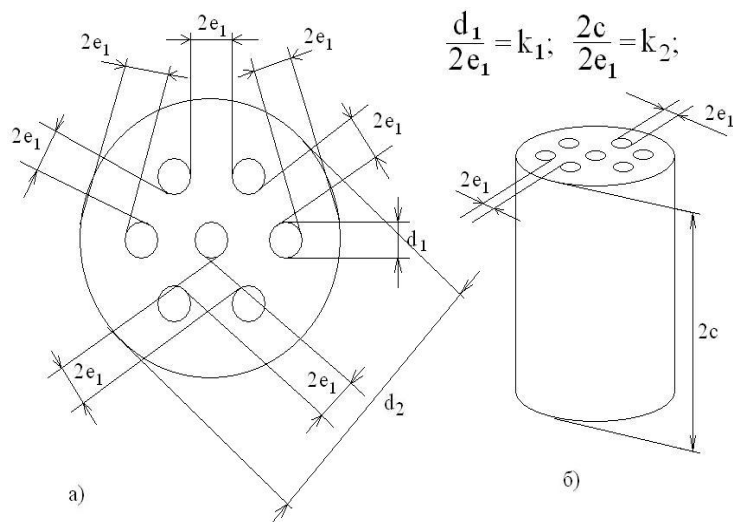


Рисунок 5 – Геометрические соотношения семиканального ПЭ

Основу комбинированных метательных зарядов корабельных артиллерийских установок АК-100 и АК-176 составляют семиканальные пироксилиново-канифольные пороха прогрессивного горения 13/7 БП, 9/7 БП с толщиной горящего свода 1,3 мм и 0,9 мм соответственно. Геометрические соотношения в форме ПЭ представлены на рис. 5.

Коэффициенты формы для ПЭ семиканального пороха имеют следующие значения: $k_1 = 0,5$; $k_2 = 10-15$ (табл. 4.).

Трубочатые пороха метательных зарядов также относятся к пироксилиново-канифольной группе. Для артвыстрелов АК-100 их масса составляет менее 1/5 массы метательного заряда, а для АК-176 около 1/13 части общей массы. Геометрические

соотношения в форме ПЭ этого вида представлены на рис. 6 б. Коэффициенты формы для трубочатого пороха $k_1 = 1-5$; $k_2 = 100-300$. Геометрия трубочатого пороха представлена в табл. 5

Таблица 4 – Геометрия ПЭ семиканального пороха ($k_1 = 0,5$; $k_2 = 12$)

$2e_1$, мм	$d_1 = 0,5 \times 2e_1$, мм	$2c = 12 \times 2e_1$, мм	$d_2 = 3 \times 2e_1 + 3 \times d_1$, мм
1,2	0,45	10,8	4,95
1,7	0,65	15,6	7,05

Таблица 5 – Геометрия трубочатого пороха ($k_1 = 1$; $k_2 = 300$)

$2e_1$, мм	$d_1 = 1 \times 2e_1$, мм	$2c = 300 \times 2e_1$, мм	$d_2 = 2 \times 2e_1 + d_1$, мм
1,2	1,2	360	3,6
1,7	1,7	510	5,1

Цилиндрические одноканальные пороха относятся к еще одной форме ПЭ, используемых в метательных зарядах выстрелов КАУ (рис. 6 а). Коэффициенты формы для этих ПЭ имеют следующее значения: $k_1 = 0,5-1$; $k_2 = 5-10$, их геометрия представлена в табл. 6.

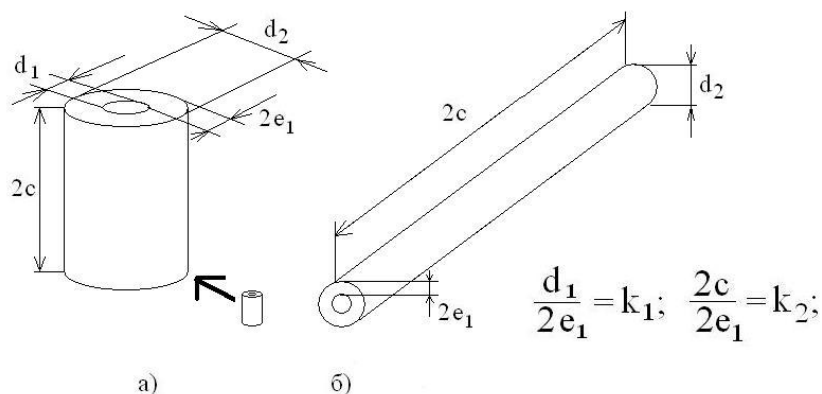


Рисунок 6 – Геометрические соотношения одноканального ПЭ

Таблица 6 – Геометрия ПЭ одноканального пороха ($k_1 = 0,5$; $k_2 = 5$)

$2e_1$, мм	$d_1 = 0,5 \times 2e_1$, мм	$2c = 5 \times 2e_1$, мм	$d_2 = 2 \times 2e_1 + d_1$, мм
1,2	0,6	7,5	3
1,7	0,85	8,5	4,25

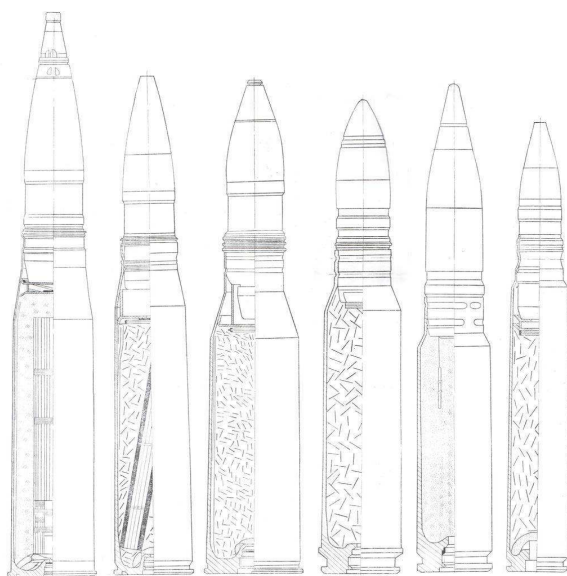


Рисунок 7 – Компоновка метательных зарядов боеприпасов КАУ

Компоновочные схемы метательных зарядов КАУ представлены на рис. 7 слева – направо: 100-мм, 76-мм, 57-мм, 30-мм, 30-мм, 25-мм [4]. Масштабы на рисунке не соблюдались ввиду улучшения детализации составных элементов. Уплотненная пороховая навеска выстрелов калибров 25–57 мм состоит из пороха одной марки. В выстрелах калибра 76-мм и выше используется комбинированный заряд. Выстрелы АК-176 имеют наклонно расположенный связанный пучок трубчатого пороха, а пучок трубок для выстрелов АК-100 характеризуется центрально-осевым расположением. Семиканальные ПЭ в выстрелах 76-мм и 100-мм расположены вокруг трубчатых и также представляют собой уплотненную засыпку. Пороховой пламегаситель – порох УГФ-1 и 5/IX-20 (только для АК-100) находится также вокруг и смешан с семиканальными ПЭ. Для каждой партии зарядов значения навесок порохов марок 13/7 БП, 17/1 тр БП, УГФ-1, 5/IX-20 (для АК-100) и 9/7 БП, 12/1 тр БП, УГФ-1 (для АК-176) соответствуют массам, установленным при приемных испытаниях той или иной партии и может отличаться от средних значений табл. 3.

Методы плотнометрии метательных зарядов. Основой современных методов измерения плотности пороха являются прямое и косвенное ее определение. К первым относится объемно-весовой метод, при котором масса и объем измеряются напрямую, а искомая плотность определяется их отношением. Однако ввиду наличия в ПЭ внутренних каналов объемно-весовой метод дает значительные погрешности для семиканальных порохов. К косвенным методам относятся механические, пикнометрические, ультразвуковой и радиационный [1] (рис. 8).

Практическая реализация механического метода требует сложного подчас уникального, специально изготовленного для тех или иных задач лабораторного оборудования и высокой квалификации лиц проводящих измерения.



Рисунок 8 – Косвенные методы измерения плотности пороха

Пикнометрическое измерение плотности пороха основано на вытеснении объема газа из ПЭ и замещение его ртутью. Это вещество при атмосферном давлении не проникает в поры ПЭ с раскрывом менее 15 микрометров. Измеряя массу камеры с ПЭ с ртутью и без нее, при априорном значении плотности ртути, массы ПЭ равна разнице объема ртути в камере с ПЭ и без него. Разница в объеме ртути является объемом ПЭ. Таким образом, жидкостная пикнометрия связана с применением такого токсичного компонента как ртуть и при значительном количестве измерений может привести к появлению загрязненных ртутью отходов. При проведении газовой пикнометрии на основе гелия необходима тщательная калибровка аппаратуры и недопущение утечек газа.

Действие ультразвукового плотнометра основано на зависимости скорости звука в ПЭ от плотности среды. Ввиду наличия развитой сети воздушных внутренних каналов как в самом пороховом элементе, так и в метательном заряде данный метод применительно к семиканальным порохам и комбинированным зарядам не отвечает требованиям по точности. Погружение пороха в среду хорошо проводящую ультразвук,

например деминерализированную воду приведет к ее проникания в поры и изменению плотности под воздействием растворителя. Окружение ПЭ гелеподобными веществами также не решает задачи ввиду того, что разные слои геля имеют неодинаковую плотность. Таким образом, реализация ультразвукового метода измерения плотности наталкивается на задачи изготовления препарата заданного качества, что требует высокой квалификации персонала, значительного времени и поэтому исключает ультразвуковой метод из списка экспрессных в данном его приложении.

В основе радиометрического метода измерения плотности лежит способность пороховой массы ослаблять интенсивность ионизирующего излучения. Недостатком метода при измерении плотности пороха являются малые размеры ПЭ, что требует специальных радиоизотопных источников ионизирующего гамма (бета) излучения и чувствительной радиометрической аппаратуры.

Вычислительная томография – метод неразрушающего послойного исследования внутренней структуры как отдельного ПЭ, так и всего порохового заряда посредством многократного просвечивания в различных пересекающихся направлениях. Из всех шести выше перечисленных методов плотнометрии томография является самым дорогостоящим по стоимости аппаратуры, ее амортизации при проведении исследований, но вместе с этим обладает одним уникальным свойством – возможностью получения распределения плотности внутри ПЭ в так называемой рентгеновской плотности, выраженной числами Хаунсфилда:

$$\frac{\mu_x - \mu_{water}}{\mu_{water} - \mu_{air}} \times 1000,$$

где μ_{water} и μ_{air} – линейные коэффициенты ослабления для воды и воздуха при стандартных условиях, см⁻¹.

Ввиду широкого распространения рентгеновской компьютерной томографии (РКТ) в медицинской диагностике значения чисел Хаунсфилда для тканей биологических объектов хорошо изучены (табл. 7)

Таблица 7 – Значения чисел Хаунсфилда для тканей биологических объектов

Вещество	Рентгеновская плотность в числах Хаунсфилда
Воздух	-1000
Жировая ткань	-120
Вода	0
Мягкие ткани	+40
Костные ткани	+400 и выше

РКТ исследования пироксилиновых артиллерийских порохов и связанные с этим задачи локализации их внутренних дефектов в технической литературе описаны не достаточно широко. Такое состояние вопроса можно объяснить относительной новизной использования метода РКТ в интересах военного дела. Анализ доступной литературы также показал то, что РКТ уже используется в интересах дефектоскопии ракетных двигателей твердого топлива для поиска и обнаружения неоднородностей «заливки» твердого ракетного топлива [3–5].

Экспресс плотнометрия с использованием РКТ. Ввиду недоступности промышленных томографов плотнометрические исследования были проведены на медицинском приборе с техническими характеристиками приведенными в таблице 8.

Исходными данными для определения распределения плотностных характеристик внутри ПЭ пироксилинового семиканального пороха марки 12/7 БП являлись реконструированные томографические срезы.

Таблица 8 – Технические характеристики медицинского томографа

Характеристика прибора	Значение
<i>Бесконтрастная КТ (аксиальное сканирование)</i>	
Время оборота	2 сек
Скорость вращения гентри	30 об/мин
Обычный диапазон сканирования	25 см
Время сканирования	2 сек
Толщина среза	3,0 мм
Время воспроизведения изображения	1 сек/изобр
<i>Формирование рентгеновского излучения</i>	
Характеристика прибора	Значение
Форма луча	коническая
Напряжение рентгеновской трубки	120 кВ
Ток рентгеновской трубки	0.75мА
Размер фокусного пятна	1 мм x 1 мм
<i>Обработка данных</i>	
Матрица реконструкции	512 x 512
Размер элемента изображения	0,49 мм
<i>Качество изображений</i>	
Нормальный уровень шума меньше	0,3%
<i>Поле обзора</i>	
Тип детекторов	твердотельный
Основные детекторы	408x8 рядов
<i>Геометрические размеры</i>	
Апертура	32 см

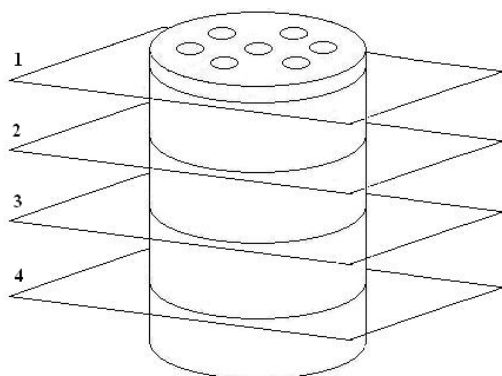


Рисунок 9 – Схема РКТ срезов ПЭ

ПЭ элемент был сканирован в аксиальной плоскости с шагом 3 мм (рис. 9), при этом получено в среднем 5–6 сечений. Первое и последние сечения имеют размытое изображение ввиду того, что ПЭ был расположен не точно вдоль оси стола гентри. В результате наблюдался краевой эффект (частичный захват воздушной поверхности).

Реконструированное томографическое изображение в сечении №1 представлено на рис. 10. При увеличении плотности материала цвет пикселей принимает более яркий оттенок серого цвета.

Уменьшение плотности в приповерхностном слое иллюстрирует увеличенное в 1,5 раз фото левого верхнего края ПЭ (левый верхний часть рис. 10). Дополнительным косвенным подтверждением этого факта являются результаты оптических исследований. Торец этого же ПЭ был отсканирован на планшетном сканере. Полученное фото было подвергнуто цветиметрическому анализу. Торец ПЭ

имел коричневый цвет с цветовыми тонами от светло до темно-коричневого. Переход тона наблюдался в направлении от края к центру торцевой поверхности. Более яркие тона коричневого фиксировались по краям порохового элемента и у его семи сквозных каналов. Имевший место эффект был интерпретирован как увеличение количества пор по краю и вблизи каналов, что обусловило большую световую проницаемость пороховой массы в данных местах.

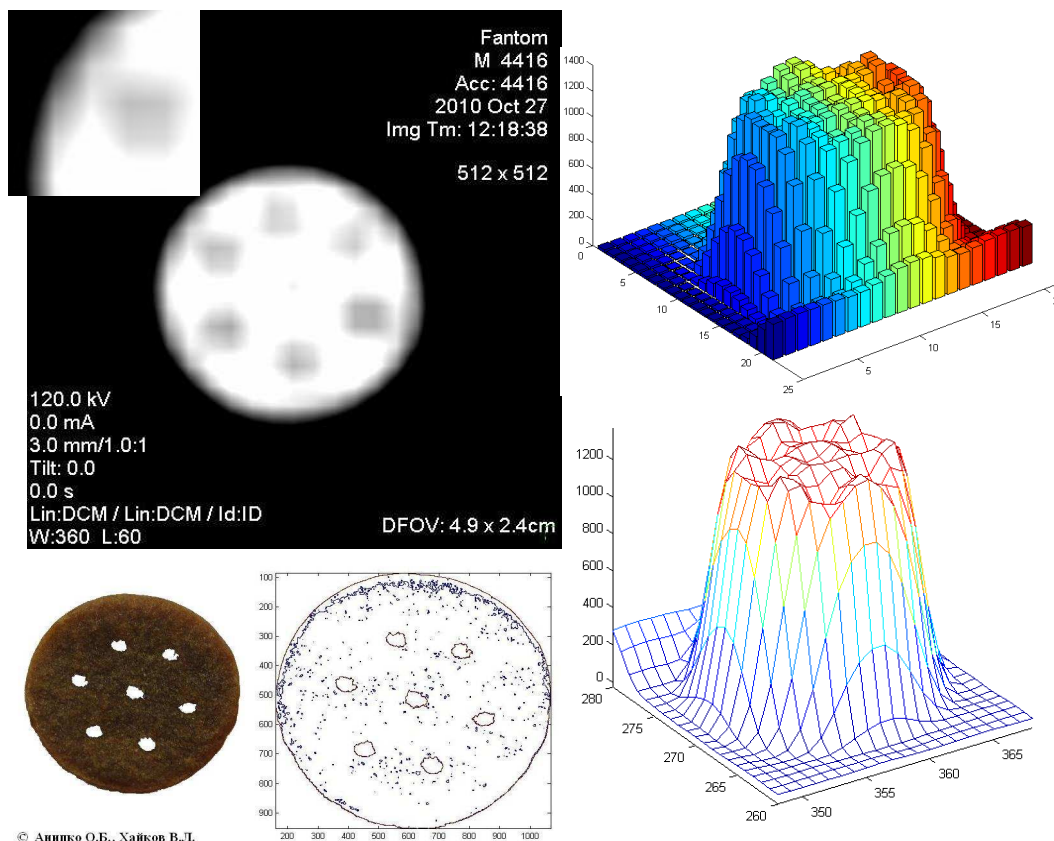


Рисунок 10 – Этапы рентгеновского томографического и оптического исследований ПЭ

Методика обработки томографических изображений сечений ПЭ заключается в последовательном выполнении четырех этапов:

- сегментация;

- реконструкція;
- побудова ізоліній;
- аналіз результатів.

Сутью сегментації зображення є виділення контура ПЭ на фоні підстилюючої поверхності. На другому етапі виконувалась реконструкція розподілення щільності всередині ПЭ. Третій етап полягав у побудові ліній однакового рівня, що відповідає однаковим градаціям сірого кольору, а, відповідно, однаковим числам Хаунсфілда. Аналіз змінення розподілення щільності по шарах вироблявся на четвертому етапі.

Результати сегментації показані на рис. 10 двовимірний графік (фото в правому верхньому куті). Геометричні розміри об'ємного вокселя склали $1,0 \times 1,0 \times 3,0$ мм. Виділення корисного сигналу (пікселів, що характеризують ПЭ) на фоні підстилюючої поверхності (пікселів, що характеризують фон) вироблено методом амплітудної дискримінації.

Реконструкція ПЭ з допомогою двовимірної сплайн апроксимації представлена на рис. 10 в лівому нижньому куті. Значення по осі Z на двох двовимірних графіках рис. 10 представляють собою градації сірого кольору в отриманому томографічному зрізі.

Змінення ізоліній, що характеризують однакові значення сірого кольору на чотирьох томографічних зрізах ПЭ представлено на рис. 11.

Результати томографічного дослідження. На основі проведеної аксіальної рентгеновської комп'ютерної томографії отримано якісне представлення про форми та розподілення щільності порохової маси всередині ПЭ піроксилінового високоазотистого пороха.

Установлено, що геометрія томографічного зрізу ПЭ залежить від двох факторів: від форми ПЭ та від точності його розташування по осі гентри томографа. Для циліндричного семіканального пороха при дотриманні соосності були отримані зрізи близькі до кола. Відхилення від ідеальної круглої форми пояснюються як допустимими відхиленнями від ідеальної геометрії при виробстві ПЭ, так і нерівномірністю щільності по краю (по окружності) та від краю до всередині.

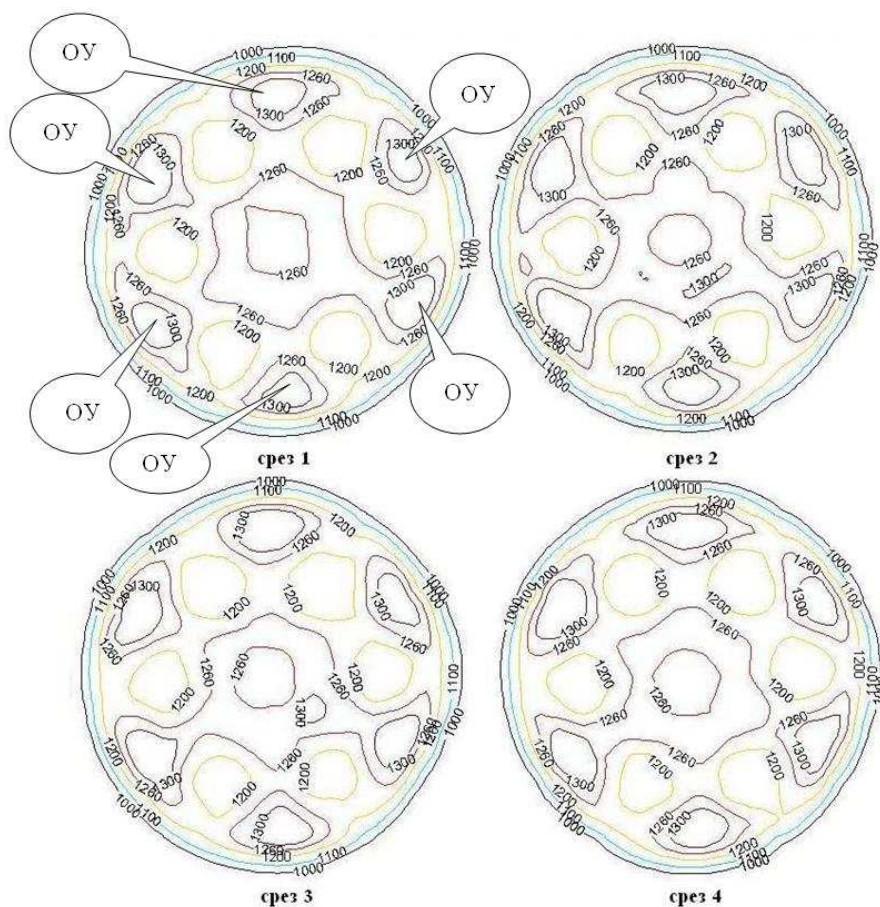


Рисунок 11 – Ізолінії значень сірого кольору на чотирьох томографічних зрізах ПЭ (ОУ – область ущільнення)

Градации серого цвета имеющие место на томографических срезах необходимо поставить в соответствие с рентгеновской плотностью (числам Хаунсфилда). Это позволит хотя и приближенно перейти к истинной плотности пороха. По мере накопления наблюдений плотности пороха переход к истинной плотности становится необязательной процедурой, так как плотность в числах Хаунсфилда может быть внесена в нормативную документацию исследуемой пороховой партии (партии боеприпаса) на стадии выделки пороха, снаряжения боеприпаса, контрольных технических осмотров артиллерийских выстрелов.

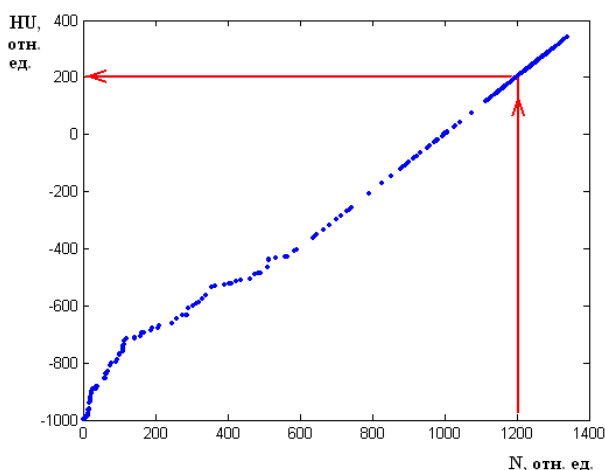


Рисунок 12 – График соответствия чисел Хаунсфилда градациям серого цвета томографических срезов

Определение чисел Хаунсфилда для представленных на рис. 11 томографических срезов проведено с помощью программного продукта анализа DICOM изображений – eFilm Lite. Каждому пикселю томограммы (рис. 11) была поставлена соответствующая рентгеновская плотность по Хаунсфилду. Так градация серого цвета в 1000 единиц соответствует число Хаунсфилда 0 (плотность воды), а градация серого цвета в 1200 единиц соответствует числу 200, которое приближается к плотности костной ткани.

Распределение плотности в ПЭ типа семиканальный цилиндр имеет сложную морфологию, характеризующуюся двумя видами неоднородностей: неоднородность первого вида (НПВ) имеет место внутри среза; неоднородность второго вида (НВВ) – внутри всего ПЭ.

НПВ выражается в уменьшении плотности в двух направлениях: от «центра ПЭ» к «краю ПЭ»; от «межканального пространства» к «краю канала ПЭ». При этом были зафиксированы шесть областей уплотнения (ОУ) с числами Хаунсфилда равными 300 ± 50 . ОУ были расположены в пространствах между внешним краем ПЭ и семью каналами (рис. 11). Данные ОУ наблюдались во всех четырех срезах ПЭ и в срезах других ПЭ.

НВВ имеет иное проявление. Плотность пороховой массы увеличивается в направлениях от граничных срезов к срединным. Площадь фигур ограниченных линиями одинакового уровня с одним и тем же значением плотности в срединных срезах приблизительно в 1,2–1,5 раз больше чем в граничных. Также было отмечено появление аномальных участков уплотнения в срединных срезах, которые больше не проявлялись ни в соседних, ни в граничных срезах. Так например, в срезе №2 к шести ОУ расположенных между семью каналами и внешним краем ПЭ (контур 1300) добавились еще три (рис. 11). Одна видоизмененная область (контур 1300) еще была зафиксирована в срезе №3, а проявления двух остальных нигде более не было обнаружено.

Характер НПВ и НВВ цилиндрического семиканального пороха позволяет предположить то, что плотность ПЭ уменьшается неравномерно по его объему. Градиент изменения плотности ПЭ от внешней границы вглубь зависит от месторасположения среза. Наиболее резко выраженные неоднородности выявлены в срезах лежащих ближе к поверхности ПЭ. Ввиду большей площади внешней поверхности уменьшение плотности у внешнего края ПЭ больше по сравнению с аналогичными изменениями у краев внутренних семи каналов. Более детальное описание выявленных неоднородностей ПЭ невозможно без создания специального программного обеспечения, способного создавать трехмерный усредненный по некоторой репрезентативной выборке образ ПЭ. Решение данной задачи является дальнейшим шагом авторов в этом направлении.

Выводы

Томографический экспресс-контроль плотности порохового заряда позволит более объективно устанавливать техническое состояние артвыстрела и даст возможность рационально управлять расходом ресурса ствола КАУ путем ограничения (исключения) его перегрузок выстрелами сопровождающимися максимальными давлениями, превышающими установленные пределы.

Наиболее информативным и доступным измерению характеристикой ПЭ является плотность и ее распределение внутри ПЭ (заряда). Технически контроль плотности, а также определение количества пороховой пыли возможно реализовать за счет проведения с артбоеприпасом РКТ исследования. Использование РКТ потребует расширения номенклатуры плотностей пороха, за счет введения так называемой рентгеновской плотностью, выраженной в числах Хаунсфилда.

Распределение плотности внутри пороховой массы высокоазотистого пироксилинового семиканального пороха позволяют говорить о существовании как областей с пониженной плотностью, так и уплотненных зон, которые при горении пороха будут влиять на изменение характеристик прогрессивности горения заряда, и следовательно, изменять закон газогенерирования.

Эффект достижения максимального давления превышающего табличное будет иметь место в артбоеприпасах ПЭ, которых характеризуются более развитой порозностью у поверхности и значительным количеством пороховой пыли. С точки зрения томографической диагностики такие боеприпасы будут иметь более пологий плотностной переход от края ПЭ к центру. При этом скачкообразный перепад плотностей будет ослаблен или отсутствовать полностью. Пороховая пыль под воздействием сил гравитации визуализируется как компактное «облако» у нижнего края стенки.

Несмотря на 30-летнее существование метода РКТ, его значительный информационный потенциал и распространенность в медицинских и промышленных приложениях, на сегодняшний день он до сих пор не стал рабочим средством неразрушающего контроля боеприпасов (их комплектующих элементов). Однако при переходе от контроля текущего состояния боеприпасов к их прогнозирующему мониторингу РКТ имеет все шансы стать основным средством экспресс диагностики самого распространенного продукта оборонной промышленности – артиллерийского выстрела.

Литература

1. Мордасов Д.М., Мордасов М.М. Технические измерения плотности сыпучих материалов: Учеб. пос. – Тамбов.: Изд-во ТГТУ, 2004. – 80 с.
2. 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.
3. P. Lamarque, Jm . Tauzia. Estimation de la duree de vie des systemes propulsifs a propergol solide: perspectives offertes par l'utilisation de la tomographie haute energie. Proceed. 87th Symp. of the Propulsion and Energetics Panel of the AGARD, Athens, Greece, 1996.
4. M. Antonakios, Ph. Rizo. Real Time Digital Tomosynthesis System Dedicated to Industrial Solid Rocket Motor Examination. 15th World Conference on Nondestructive Testing.– Roma (Italy) 15–21 October 2000 // <http://www.ndt.net/article/wcndt00/papers/idn204/idn204.htm>
5. Вайнберг И.А., Вайнберг Э.И. Компьютерные томографы для неразрушающего контроля и количественной диагностики изделий аэрокосмической промышленности // <http://engine.avias.com/issues/56/page19.html>

Bibliography (transliterated)

1. Mordasov D.M., Mordasov M.M. Tehnicheskie izmerenija plotnosti sypuchih materialov: Ucheb. pos. – Tambov.: Izd-vo TGTU, 2004. – 80 p.
2. Anipko O.B., Busjak Ju.M. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primenenii boeprapasov dlitel'nyh srokov hranenija.– Har'kov.: Izd-vo akademii vnutr. vojsk MVD Ukrainy, 2010.– 130 p.
3. P. Lamarque, Jm . Tauzia. Estimation de la duree de vie des systemes propulsifs a propergol solide: perspectives offertes par l'utilisation de la tomographie haute energie. Proceed. 87th Symp. of the Propulsion and Energetics Panel of the AGARD, Athens, Greece, 1996.
4. M. Antonakios, Ph. Rizo. Real Time Digital Tomosynthesis System Dedicated to Industrial Solid Rocket Motor Examination. 15th World Conference on Nondestructive Testing.– Roma (Italy) 15–21 October 2000 <http://www.ndt.net/article/wcndt00/papers/idn204/idn204.htm>
5. Vajnberg I.A., Vajnberg Je.I. Komp'juternye tomografy dlja nerazrushajushhego kontrolja i kolichestvennoj diagnostiki izdelij ajerokosmicheskij promyshlennosti <http://engine.avias.com/issues/56/page19.html>

УДК 623.451.4

Аніпко О.Б., Хайков В.Л.

**ЕКСПРЕС ПЛОТНОМЕТРІЯ МЕТАЛЬНИХ ЗАРЯДІВ КОРАБЕЛЬНИХ АРТИЛЕРІЙСЬКИХ
БОЄПРИПАСІВ**

Приведено аналіз металевих зарядів корабельної артилерії та запропоновано метод аналізу щільності пороху.

Anipko O.B., Haikow V.L.

**EXPRESS DENSITOMETRY OF GUN PROPELLANT CHARGE FOR SHIP ARTILLERY
AMMUNITIONS**

The analysis propellant charge for ship artillery ammunitions is executed and the method of analysis density of propellant is offered.

Сталинский Д.В.,* Скоромный А.Л.,* Синозацкий А.М.**

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО СОСТОЯНИЯ РЕАКТОРА ТЕРМОХИМИЧЕСКОЙ ДЕСТРУКЦИИ ИЗНОШЕННЫХ АВТОМОБИЛЬНЫХ ШИН

* Украинский государственный научно-технический центр «Энергосталь» (УкрГНТЦ «Энергосталь»),
г. Харьков

** Частное научно-производственное предприятие «Фантомаш» (ЧНПП «Фантомаш»),
г. Сарны, Ровенская обл.

Актуальность исследования. Одним из сдерживающих факторов развития и широкого внедрения технологии термохимической деструкции (ТХД) изношенных автомобильных шин (ИАШ) [1], которая предполагает получение альтернативных топливных энергоресурсов (жидкого и твердого топлива), а также металлолома, является отсутствие достаточного количества инженерных критериев для расчета и проектирования основного и вспомогательного оборудования комплексов ТХД ИАШ [2]. В предыдущих работах [3–9] авторами был обоснован критерий для выбора рациональных параметров (диаметра и высоты) камеры реактора ТХД, определено количество теплоты для нагрева и деструкции ИАШ, установлена температура начала и конца разложения шинной резины, определены значения размера фракций измельченных ИАШ, переработка которых обеспечивает минимум суммарных затрат энергии на дробление шин и ТХД, выполнена оценка технико-экономических показателей работы комплексов ТХД ИАШ. На основе проведенных исследований разработаны новые технические и технологические решения для утилизации ИАШ методом ТХД [10–13]. Однако, вопрос рационального расположения трубчатых электронагревателей (ТЭНов) по периметру камеры реактора ТХД ИАШ остался нерешенным. Расположение ТЭНов с большим шагом неизбежно приведет к неравномерности температурного поля на поверхности камеры реактора и ухудшению нагрева ИАШ, увеличению длительности процесса ТХД и, как следствие, увеличению потерь теплоты и общих затрат топливно-энергетических ресурсов на переработку ИАШ. Расположение ТЭНов с маленьким шагом приведет к увеличению затрат на покупку большего количества ТЭНов, что увеличит капитальные затраты на строительство комплекса ТХД ИАШ и уменьшит его инвестиционную привлекательность. Учитывая это, определение рационального значения шага между ТЭНами в установках ТХД ИАШ является актуальной и важной научно-практической задачей.

Основным элементом установок ТХД ИАШ является реактор ТХД, который представляет собой вертикальную цилиндрическую камеру (в данном случае $\varnothing 1,032$ м – выбор диаметра реактора обусловлен производительностью установки ТХД ИАШ, которую выбрал потенциальный Заказчик) из нержавеющей стали 12Х18Н10Т. Для уменьшения потерь теплоты с наружной поверхности камеры, а также обеспечения температуры наружной поверхности в пределах санитарных норм (не более 45 °С), реактор изолируется современными легковесными огнеупорными материалами – матами из базальтового супертонкого волокна (БСТВ).

Как известно, стоимость 1 кВт·ч электроэнергии в 1,3–1,5 раза меньше, чем эквивалентное в энергетическом плане количество природного газа [14]. Поэтому, с целью уменьшения эксплуатационных затрат на утилизацию ИАШ, нами было принято решение на начальной стадии процесса ТХД осуществлять подвод теплоты к измельченным ИАШ с помощью трубчатых электронагревателей (ТЭН), установленных по периметру камеры реактора.

Цель работы – обеспечение равномерного подвода теплоты к ИАШ на начальной стадии процесса ТХД путем рационального расположения ТЭНов по периметру камеры реактора.

Методология. Решение вышеуказанной задачи осуществляли путем моделирования температурного состояния реактора ТХД и анализа полей температур при различных значениях шага между ТЭНами.

Постановка задачи. При периодической работе установок ТХД ИАШ, процесс утилизации можно разделить на три стадии:

1. Начальная стадия – подвод теплоты с помощью ТЭНов и нагрев фракций ИАШ и воздуха.
2. Промежуточная стадия – подвод теплоты с помощью ТЭНов и выделение парогазовой смеси углеводородов.
3. Основная стадия – подвод теплоты к фракциям ИАШ путем подачи газообразного теплоносителя внутрь реактора.

На начальной стадии процесса ТХД подвод теплоты осуществляется с помощью трубчатых электронагревателей диаметром 0,01 м, установленных с шагом S по периметру камеры реактора параллельно оси z . Учитывая незначительную полутолщину ТЭНа 0,005 м по сравнению с общей толщиной системы корпус-ТЭНы-изоляция-кожух (0,1855 м), а также возможность автоматического регулирования температуры ТЭНа с точностью до 5 °С, термическим сопротивлением ТЭНа можно пренебречь и считать температуру поверхности контакта ТЭНа и изоляции постоянной и равной $t_{\text{ТЭН}}=600$ °С. Температура поверхности ТЭНа обусловлена необходимостью обеспечения температуры поверхности камеры реактора в пределах 550–590 °С – что соответствует температуре протекания процесса ТХД ИАШ.

Расчет необходимой толщины изоляции (0,18 м) осуществлялся на основании решения уравнений теплового баланса и теплопередачи через трехслойную стенку. Поверх изоляции устанавливается кожух толщиной 0,005 м из стали марки Ст.20. Наружный диаметр реактора ТХД составляет 1,403 м. Поскольку отношение наружного диаметра реактора к внутреннему составляет $1,403/1,032=1,36 < 2$ [15], – цилиндрическая стенка является тонкостенной и ее кривизной можно пренебречь с достаточной для инженерных расчетов точностью. Учитывая постоянство граничных условий по высоте реактора, перетеканием теплоты по высоте реактора (по оси z) также можно пренебречь и рассматривать систему корпус-ТЭНы-изоляция-кожух (рис. 1) только в двух плоскостях (x, y).

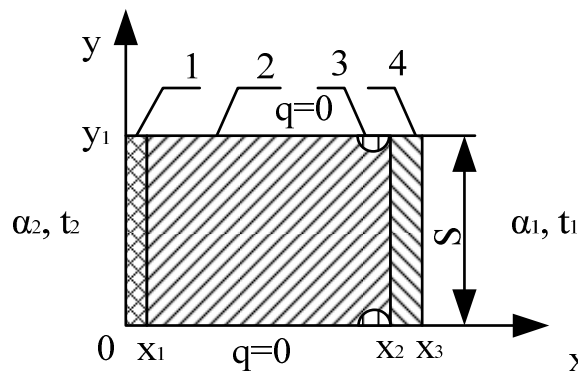


Рисунок 1 – Схема системы корпус-ТЭНы-изоляция-кожух
1 – кожух, 2 – изоляция; 3 – ТЭНы; 4 – корпус реактора

В общем виде дифференциальное уравнение теплопроводности имеет вид [15]:

$$C \cdot \rho \cdot \frac{\partial t}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial z} \right), \quad (1)$$

где $\frac{\partial t}{\partial \tau}$ – градиент температуры во времени, для нестационарной задачи в установившемся состоянии

системы $\frac{\partial t}{\partial \tau} = 0$; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/м·К; ρ – плотность, кг/м³, C – теплоемкость, кДж/кг·К; t – искомая температура в точке, °С; x, y, z – координаты точки, м.

В прямоугольных координатах для двумерной задачи уравнение (1) преобразуется в:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial y} \right) = 0. \quad (2)$$

При решении уравнения (2) используются следующие условия I-го, III-го и IV-го рода на внешних поверхностях исследуемой системы [15]:

• на границе системы, обращенной к внутреннему пространству камеры реактора, условия теплообмена между камерой реактора и шихтой:

при $x = x_3$

$$-\lambda_4 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=x_3} = \alpha_1 \cdot (t - t_1), \quad (3)$$

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

где t_1 – температура шихты, °С; α_1 – приведенный коэффициент теплоотдачи между поверхностью камеры реактора и шихтой, Вт/м²·К; $\lambda_4=f(t)$ – коэффициент теплопроводности корпуса реактора, Вт/м·К;

• на границе системы, обращенной к окружающей среде, условия теплообмена между кожухом и воздухом окружающей среды:

$$\text{при } x = 0 \quad \lambda_1 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=0} = \alpha_2 \cdot (t - t_2), \quad (4)$$

где t_2 – температура окружающей среды, °С; α_2 – коэффициент теплоотдачи (при естественной конвекции) между наружной поверхностью кожуха и окружающей средой, Вт/м²·К; $\lambda_1=f(t)$ – коэффициент теплопроводности кожуха, Вт/м·К;

• на боковых торцах системы тепловой поток отсутствует (выполняется условие симметрии):

$$\text{при } y = 0 \quad \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0; \quad (5)$$

$$\text{при } y = y_1 \quad \frac{\partial t}{\partial y} \Big|_{y=y_1} = 0; \quad (6)$$

• на поверхности контакта ТЭНов и теплоизоляции:

$$t = t_{\text{ТЭН}}; \quad (7)$$

• на границах контакта слоев с различными теплофизическими свойствами:

$$\text{при } x = x_1 \quad \lambda_1 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=x_1} = \lambda_2 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=x_1}, \quad (8)$$

$\lambda_2=f(t)$ – коэффициент теплопроводности изоляции, Вт/(м·К);

$$\text{при } x=x_2 \quad \lambda_2 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=x_2} = \lambda_4 \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=x_2}. \quad (9)$$

Удовлетворительное аналитическое решение дифференциального уравнения теплопроводности (1) с начальными и граничными условиями имеется только для тел канонической формы. В настоящее время решение дифференциальных уравнений теплопроводности для сложных систем осуществляется с помощью разностных методов, одним из которых является метод конечных элементов (МКЭ), развитие которого началось еще в 50-х годах XX века [16]. При использовании МКЭ, условия теплообмена на внутренней поверхности камеры реактора можно задать с помощью приведенного к единице поверхности коэффициента теплоотдачи, учитывающего перенос теплоты теплопроводностью (в местах контакта камеры реактора и фракций шин), излучением (от внутренней поверхности камеры реактора к поверхности фракций шин) и конвекцией (при движении воздуха, парогазовой смеси углеводородов, образующихся при ТХД ИАШ, или продуктов сгорания к фракциям шин).

Приведенный коэффициент теплоотдачи (α_1 , Вт/м²·К) определяется по формуле [17]:

$$\alpha_1 = \alpha_{\text{ТП}} + \alpha_{\text{ИЗЛ}} + \alpha_{\text{К}}, \quad (10)$$

где $\alpha_{\text{ТП}}$ – условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты теплопроводностью в местах контакта фракций измельченных ИАШ и внутренней поверхности площадью 1 м² стенки камеры, Вт/м²·К; $\alpha_{\text{ИЗЛ}}$ – условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты излучением с 1 м² поверхности стенки камеры, Вт/м²·К; $\alpha_{\text{К}} = \alpha_v \cdot V/F = \alpha_v \cdot \pi \cdot D^2 \cdot L / 4 \cdot \pi \cdot D \cdot L = \alpha_v \cdot D/4$ – условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты конвекцией при движении воздуха/парогазовой смеси углеводородов/продуктов сгорания сквозь слой шихты вдоль поверхности площадью 1 м² стенки камеры реактора, Вт/м²·К, где α_v – объемный коэффициент теплоотдачи, Вт/м³·К, F – площадь внутренней поверх-

ности камеры реактора, м²; V – объем камеры реактора, м³; L – высота камеры реактора (в данном случае $L=2,767$ м), м.

Условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты теплопроводностью, определяется из соотношения [17]:

$$-\lambda_3 \left(\frac{\partial t}{\partial x} \right) \cdot F_1 = \alpha_{\text{ТП}} \cdot F \cdot (t_{x3} - t_{cp}), \quad (11)$$

где F_1 – площадь контакта внутренней поверхности стенки камеры реактора и фракций изношенных автомобильных шин, м²; $F_1 = F \cdot (1 - \varepsilon)$, где $\varepsilon = 0,512$ – порозность измельченных изношенных автомобильных шин при размере фракций 0,035–0,04 м.

Преобразуя уравнение (11), получим:

$$\alpha_{\text{ТП}} = (1 - \varepsilon) \cdot \frac{\lambda_3}{\delta_3} \cdot \frac{(t_{x2} - t_{x3})}{(t_{x3} - t_{cp})}. \quad (12)$$

Условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты излучением, определяется из соотношения [17]:

$$Q_{\text{ИЗЛ}} = \alpha_{\text{ИЗЛ}} \cdot F \cdot (t_{x3} - t_{cp}). \quad (13)$$

Предполагая расположение фракций измельченных ИАШ у поверхности камеры реактора ТХД, как показано на рис. 2, и рассматривая передачу теплоты излучением в плоской постановке, поскольку определение средних угловых коэффициентов облучения в трехмерной постановке является весьма сложной задачей, количество теплоты, передаваемой излучением ($Q_{\text{ИЗЛ}}$, Вт) составляет:

$$Q_{\text{ИЗЛ}} = 2 \cdot Q_{1,2}, \quad (14)$$

где $Q_{1,2}$ – результирующий тепловой поток между поверхностью камеры реактора и четвертой частью фракции измельченных ИАШ, Вт.

Результирующий тепловой поток между поверхностью камеры реактора и фракцией измельченных ИАШ [17]:

$$Q_{1,2} = \frac{C_0 \cdot \left((T_1/100)^4 - (T_2/100)^4 \right) \cdot F_{\text{ИЗЛ}} \cdot \bar{\varphi}_{1,2}}{1 + (1/A_1 - 1) \cdot \bar{\varphi}_{1,2} + (1/A_2 - 1) \cdot \bar{\varphi}_{2,1}}, \quad (15)$$

где $A_1 = 0,85$, $A_2 = 0,86$ – поглощательные способности нержавеющей стали и резины соответственно; $C_0 = 5,67$ Вт/м²·К⁴ – постоянная Стефана-Больцмана; $\bar{\varphi}_{1,2}$ – средний угловой коэффициент облучения фракции ИАШ стенкой реактора; T_1 – температура поверхности камеры реактора, К; T_2 – температура фракции измельченных ИАШ, К; $F_{\text{ИЗЛ}} = F \cdot \varepsilon$ – площадь внутренней поверхности стенки камеры реактора, которая излучает теплоту к фракциям изношенных автомобильных шин, м².

Средние угловые коэффициенты облучения определяли с учетом схемы, приведенной на рис. 2. Кривизной корпуса пренебрегаем, поскольку отношение диаметра фракций измельченных ИАШ к внутреннему диаметру корпуса реактора незначительно и составляет $0,035/1,032 = 0,034$.

Средние угловые коэффициенты облучения фрагментов фракций ИАШ стенкой камеры реактора [17]:

$$\bar{\varphi}_{1,2} = \frac{F_{\text{ИЗЛ}} + F_2 - F_3}{2 \cdot F_{\text{ИЗЛ}}} = \frac{2 \cdot r_1 + 2 \cdot \pi \cdot r / 4 - 2 \cdot \pi \cdot r / 4}{2 \cdot 2 \cdot r} = 0,5; \quad (16)$$

$$\bar{\varphi}_{2,1} = \bar{\varphi}_{1,2} = 0,5 \quad (17)$$

Условный коэффициент теплоотдачи, учитывающий передачу теплоты излучением ($\alpha_{изл}$, Вт/м²·К), составляет:

$$\alpha_{изл} = \frac{2 \cdot Q_{1,2}}{F \cdot (t_{х3} - t_{cp})} \quad (18)$$

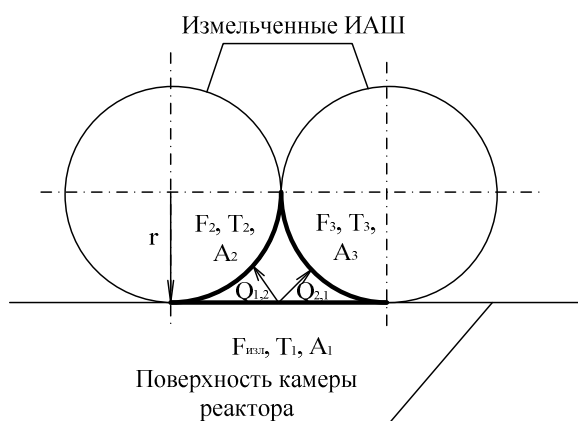


Рисунок 2 – Схема для определения средних угловых коэффициентов облучения

В настоящее время для расчета объемного коэффициента теплоотдачи α_v , Вт/м²·К в слое кусковых материалов используется формула Б.И. Китаева [18], полученная при обобщении теоретических и экспериментальных исследований процесса теплообмена в слое частиц диаметром 0,05–0,1 м для различных кусковых материалов. Поскольку в реакторе ТХД происходит процесс конвективного теплообмена между газообразным теплоносителем ($t < 600$ °С) и измельченными ИАШ ($d_{ших} = 0,035$ – $0,04$ м), использование формулы Б.И. Китаева для расчета объемного коэффициента теплоотдачи является правомерным:

$$\alpha_v = A_F \frac{\bar{w}_o^{0,9} \cdot t_{ших}^{cp\ 0,3}}{d_{ших}^{0,75}} \cdot M' \quad (19)$$

где A_F – коэффициент, характеризующий материал кусков (по рекомендациям [18], для кусковых материалов принимается $A_F = 160$); \bar{w}_o – средняя скорость газа в свободном сечении реактора в пересчете средней температуры газа на 0 °С, м/с; $t_{ших}^{cp}$ – средняя температура, °С; $d_{ших}$ – средний размер фракций шихты $d_{ших} = 0,035$ м; M' – коэффициент, учитывающий содержание мелочи в шихте (при содержании в шихте частиц с размером фракций $d_{ших} < 0,01$ м больше 20 %, коэффициент $M' = 0,3$).

Поиск температур на границах системы осуществляли итерационным путем. Задав коэффициент теплоотдачи, по модели рассчитывали температуры на границах системы, уточняли коэффициенты теплоотдачи и делали пересчет полей температур до тех пор, пока температуры в граничных точках в текущем и предыдущем расчетах не отличались менее чем на 1 %.

Результаты исследования. Значения приведенных коэффициентов теплоотдачи α_1 и их составляющих – условных коэффициентов теплоотдачи ($\alpha_{ТП}$, $\alpha_{изл}$, α_K) для начальной промежуточной и основной стадий процесса ТХД ИАШ представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Значения приведенных коэффициентов теплоотдачи

		Стадия процесса ТХД ИАШ		
		начальная	промежуточная	основная
Значение коэффициента теплоотдачи, Вт/м ² ·К	$\alpha_{ТП}$	39	45	50
	$\alpha_{изл}$	24	36	60
	α_K	3	184	362
	α_1	66	265	472

Из анализа данных, приведенных в табл. 1, следует, что на начальной стадии процесса ТХД теплота от поверхности стенки камеры реактора к фракциям ИАШ в основном передается путем теплопроводности (59,1 % от α_1) и излучения (36,4 % от α_1), а доля конвективного теплообмена в приведенном коэффициенте теплоотдачи незначительна – 4,5 %. На промежуточной стадии в приведенном коэффициенте теплоотдачи конвективная составляющая возрастает до 69,4 % от α_1 , уменьшается составляющая передачи теплоты теплопроводностью до 17 %, а доля передачи теплоты излучением уменьшается до 13,6 %. На основной стадии процесса ТХД ИАШ конвективная составляющая увеличивается до 76,7 %, а доля передачи теплоты теплопроводностью и излучением уменьшаются до 10,6 и 12,7 % соответственно.

В данной работе решение дифференциального уравнения (2) с краевыми условиями (3)–(9) осуществляли методом конечных элементов. На исследуемой системе (рис. 1) выполняли построение сетки из треугольных элементов, в узлах которых производился поиск значений температур (при этом вблизи расположения ТЭНов размер граней треугольников уменьшен до 0,00197 м, что позволило заменить криволинейную поверхность ТЭНов прямыми отрезками. Вблизи кожуха размер граней треугольников составлял 0,00343 м), для каждого узла сетки определяли коэффициенты, учитывающие теплофизические характеристики материалов системы, а также начальные и граничные условия, после чего осуществляли решение системы полученных уравнений итерационным путем с помощью компьютерной программы на ЭВМ.

Для разных стадий процесса ТХД ИАШ при значениях шага между ТЭНами $S=0,1-0,82$ м по разработанной математической модели выполнены расчеты температурных полей (см. табл. 2) фрагментов реактора.

Таблица 2 – Результаты моделирования температурного состояния реактора ТХД ИАШ на разных стадиях процесса

Температура, °С	Стадия процесса ТХД ИАШ								
	начальная при S , м			промежуточная при S , м			основная при S , м		
	0,1	0,3	0,82	0,1	0,3	0,82	0,1	0,3	0,82
t_{max}	551	504	569	540	504	576	600	600	600
t_{min}	293	36	20	341	285	285	600	600	599
t_{pov}	35	25	20	35	33	31	41	41	40

Анализ данных, приведенных в табл. 2, показал, что при значениях шага между ТЭНами $S=0,1-0,82$ м начальная стадия характеризуется наибольшим перепадом температур на внутренней поверхности реактора и, как следствие, наибольшей неравномерностью передачи теплоты от поверхности реактора к измелченным изношенным автомобильным шинам. Это объясняется тем, что на начальной стадии теплота от ТЭНов передается через камеру реактора к ИАШ в основном теплопроводностью, а сама камера реактора хорошо прогревается только вблизи установленных ТЭНов. Важно отметить, что уменьшение шага между ТЭНами с 0,82 до 0,1 м приводит к уменьшению перепада температур на поверхности камеры реактора с 549 до 258 °С. На промежуточной стадии процесса ТХД камера реактора и ИАШ, помимо ТЭНов, нагреваются от парогазовой смеси углеводородов (температура 285 °С), образующихся в процессе ТХД ИАШ, поэтому перепад температур на рабочей поверхности камеры реактора уменьшается. На основной стадии камера реактора и ИАШ нагреваются ТЭНами и газообразным теплоносителем (смеси топливного газа и продуктов его сгорания) с температурой 600 °С.

С целью выравнивания температур на внутренней поверхности реактора на начальной стадии процесса ТХД ИАШ была проведена серия расчетов температурных полей при различных значениях шага между ТЭНами. На основе расчетов температурных полей реактора ТХД на начальной стадии процесса установлена зависимость изменения максимального перепада температур Δt на внутренней поверхности реактора ТХД ИАШ от шага между ТЭНами S и выполнено сопоставление результатов расчетов с экспериментальными данными (см. рис. 3). Установленная зависимость аппроксимируется логарифмической функцией:

$$\Delta t = 169 \cdot \ln(S) - 536. \quad (20)$$

Предварительный статистический анализ показал, что обе совокупности (S , мм и Δt , °С) имеют примерно нормальное распределение. Корреляционный анализ, проведенный для нормально распределенных совокупностей, свидетельствует о статистически существенном влиянии шага между ТЭНами на изменение максимального перепада температур на внутренней поверхности реактора ТХД ИАШ. Коэф-

коэффициент парной корреляции между ними составил $r=0,879$. Эта связь статистически значима (достоверна), а не порождена случайными факторами, поскольку $k=14,4 > 2,6$. Получение оценок коэффициентов регрессионных моделей осуществлялось методом наименьших квадратов, а значимость этих оценок проверялась по t -распределению Стьюдента. Среднее отклонение экспериментальных данных от результатов моделирования составляет 4,1 %, что подтверждает корректность постановки задачи и адекватность математической модели эксперименту.

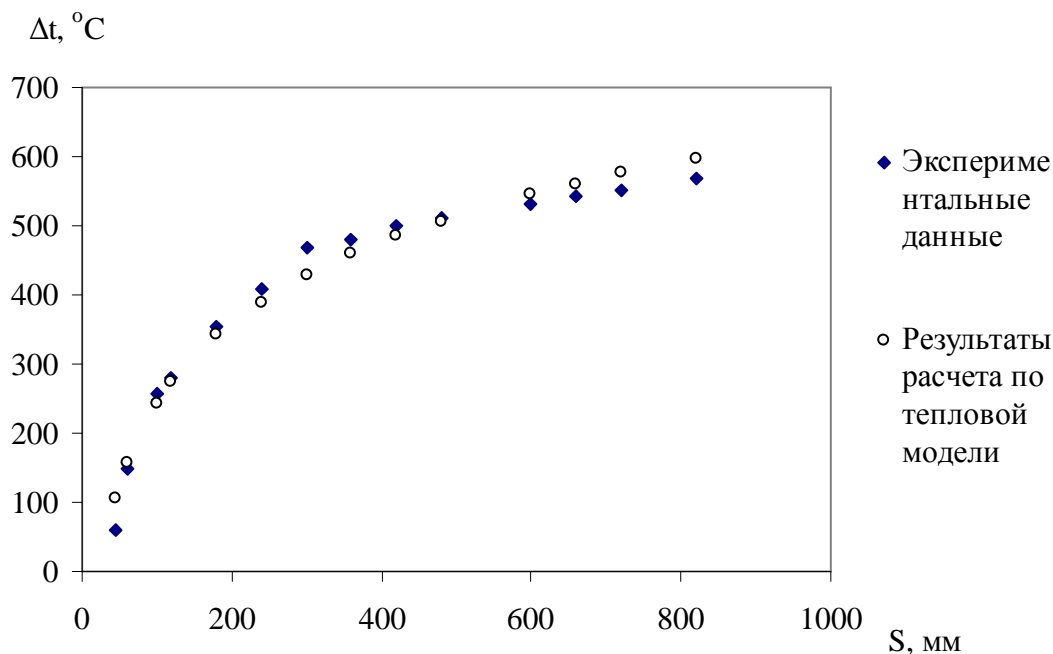


Рисунок 3 – Зависимость максимального перепада температур на внутренней поверхности реактора ТХД ИАШ от шага между ТЭНами

Анализ данных, приведенных на рис. 3 показал, что увеличение шага между ТЭНами с 0,1 до 0,82 м приводит к существенному увеличению максимального перепада температур на рабочей поверхности реактора с 43 до 549 °С. С целью уменьшения перепада температур на рабочей поверхности реактора целесообразно уменьшать шаг между ТЭНами. Рациональное значение шага между ТЭНами, при котором обеспечивается максимальный перепад температур не более 10 % от температуры процесса ТХД, составляет $S = 0,042$ м. Важно отметить, что при таком значении шага между ТЭНами температура наружной поверхности реактора на всех стадиях процесса ТХД ИАШ не превышает 41 °С.

Перспективы дальнейшего развития направления. Установленные в ходе исследований закономерность и рациональное значение шага между ТЭНами будет использовано при разработке научно обоснованной методики расчета основных параметров оборудования комплексов ТХД ИАШ, а также в расчетах и при проектировании промышленных установок ТХД ИАШ.

Выводы

1. Разработана двумерная математическая модель температурного состояния фрагмента реактора ТХД ИАШ, которая позволяет рассчитывать температурное поле системы корпус–ТЭНы–изоляция–кожух с целью последующего анализа и выбора рациональной конструкции реактора ТХД ИАШ.
2. Анализ температурных полей реактора ТХД ИАШ на начальной, промежуточной и основной стадиях процесса ТХД показали, что начальная стадия характеризуется максимальным перепадом температур на внутренней поверхности реактора $\Delta t=549$ °С и, как следствие, наибольшей неравномерностью передачи теплоты от поверхности реактора к измельченным изношенным автомобильным шинам.
3. На основе серии экспериментов и расчетов температурных полей реактора ТХД ИАШ на начальной стадии процесса подтверждена корректность постановки задачи теплопроводности и адекватность математической модели, а также установлена закономерность изменения максимального перепада тем-

ператур Δt на внутренней поверхности реактора от шага между ТЭНами S , анализ которой позволил определить рациональное значение шага между ТЭНами $S = 0,042$ м. При этом значении шага между ТЭНами обеспечивается максимальный перепад температур на поверхности камеры реактора не более 10 % от температуры процесса ТХД. Установленные в ходе исследований закономерность и рациональное значение шага между ТЭНами будет использовано при разработке методики расчета основных параметров оборудования комплексов ТХД ИАШ, а также в расчетах и при проектировании промышленных установок ТХД ИАШ.

Литература

1. Сталинский Д.В., Скоромный А.Л., Синозацкий А.М. Опытная установка для термохимической деструкции органической части твердых бытовых и производственных отходов // Экология и промышленность. – 2008. – № 3. – С. 42–44.
2. Особенности переработки отходов РТИ в термохимических процессах / В.А. Лихоманенко, И.В. Цветкова, С.М. Русалин, В.Л. Юшко // Экология и здоровье человека. Охрана водного и воздушного бассейнов. Утилизация отходов : сб. научн. статей XV Междунар. научн.-практ. конф. в 2-х т. Т. 2. / УкрГНТЦ «Энергосталь». – Харьков : «Изд-во Сага», 2007. – С. 395–401.
3. Скоромный А.Л. Повышение энергетической эффективности переработки твердых бытовых отходов в установках термохимической деструкции // 36. наук. ст. IV Міжнародної науково-практичної конференції «Екологічна безпека: проблеми і шляхи вирішення» у 2-х т. Т. 2. / УкрНДІЕП. – Х.: Райдер, 2008. – С. 96–100.
4. Скоромный А.Л. Снижение энергозатрат на утилизацию изношенных автомобильных шин методом термохимической деструкции // Экология и промышленность. – 2008. – № 4. – С. 68–71.
5. Сталинский Д.В., Скоромный А.Л., Синозацкий А.М. Получение альтернативных видов топлива из резиносодержащих отходов // Экология и промышленность. – 2009. – № 2. – С. 8–12.
6. Сталинский Д.В., Скоромный А.Л., Мантула В.Д., Рудюк А.С., Бирюков Д.Б., Бараненко В.С. Оборудование для утилизации изношенных автомобильных шин методом ТХД // Сб. науч. ст. XVII Международной научно-практической конференции «Экология, энерго- и ресурсосбережение, охрана окружающей среды и здоровье человека, утилизация отходов»: 1–5 июня 2009 г., г. Щелкино, А.Р. Крым: в 2 т. Т.2. / УкрГНТЦ «Энергосталь». – Харьков: «Издательство САГА», 2009. – С. 449–453.
7. Сталинский Д.В., Скоромный А.Л., Синозацкий А.М. Новые технические решения для утилизации твердых бытовых отходов методом термохимической деструкции // 36. наук. ст. V Міжнародної науково-практичної конференції «Екологічна безпека: проблеми і шляхи вирішення» у 2-х т. Т. 1. / УкрНДІЕП. – Х.: Райдер, 2009. – С. 51–55.
8. Скоромный А.Л. Комплексы для утилизации изношенных автомобильных шин легковых автомобилей и карьерных самосвалов // Сб. материалов IV Международной научно-практической конференции студентов и молодых ученых «Эколого-правовые и экономические аспекты техногенной безопасности регионов». Харьков: ХНАДУ, 2009. – 230 с. – С. 49–51.
9. Сталинский Д.В., Скоромный А.Л., Синозацкий А.М. Определение рациональных конструктивных параметров реактора термохимической деструкции изношенных автомобильных шин // Сб. науч. ст. XVIII Международной научно-практической конференции «Экология, энерго- и ресурсосбережение, охрана окружающей среды и здоровье человека, утилизация отходов»: 7–11 июня 2010 г., г. Щелкино, А.Р. Крым: в 2 т. Т. 2. / УкрГНТЦ «Энергосталь». – Харьков: «НТМТ», 2010. – С. 413–419.
10. Пат. 34152 Україна, МПК⁸ F23G5/027, F23G7/00. Реактор для термохімічної переробки твердих органічних відходів / Сталінський Д.В., Скоромний А.Л., Сінозацький А.М., Ботштейн В.А., Мантула В.Д., Рудюк О.С., Сінозацький Ю.А., Бараненко В.С., Поляков Ф.М., Борох О.В.; УкрДНТЦ «Енергосталь». – № у 2008 03801; заявл. 26.03.08; опубл. 25.07.08, Бюл. № 14. – 4 с. : іл.
11. Пат. 36824 Україна, МПК⁸ C10L5/48, F23G5/027. Спосіб переробки органічної сировини в термохімічному реакторі / Сталінський Д.В., Скоромний А.Л., Сінозацький А.М., Мантула В.Д., Рудюк О.С., Пірогов О.Ю., Стасевський С.Л., Бараненко В.С., Сінозацький Ю.А.; УкрДНТЦ «Енергосталь». – № у 2008 06530; заявл. 15.05.08; опубл. 10.11.08, Бюл. № 21. – 4 с.
12. Пат. 36989 Україна, МПК⁸ C10L5/48, F23G5/027. Установка для термохімічної переробки органічної сировини / Сталінський Д.В., Скоромний А.Л., Сінозацький А.М., Мантула В.Д., Рудюк О.С.,

Бараненко В.С., Сінозацький Ю.А.; УкрДНТЦ «Енергосталь». – № у 2008 07952 ; заявл. 12.06.08 ; опубл. 10.11.08, Бюл. № 21. – 5 с. : іл.

13. Заявка у 2008 12862 Україна, МПК⁸ F23C3/00. Пристрій прискореного повітряного охолодження / Сталінський Д.В., Скоромний А.Л., Сінозацький А.М., Рудюк О.С., Бараненко В.С., Сінозацький Ю.А.; УкрДНТЦ «Енергосталь». – № у 2008 12862 ; заявл. 04.11.08 ; рішення про видачу патенту від 14.01.09.– 5 с. : іл.

14. Рудюк А.С., Солений В.К., Бараненко В.С. Решение проблемы энергосбережения в термическом оборудовании // Сб. науч. ст. XVIII Международной научно-практической конференции «Экология, энерго- и ресурсосбережение, охрана окружающей среды и здоровье человека, утилизация отходов»: 7–11 июня 2010 г., г. Щелкино, А.Р. Крым: в 2 т. Т. 1. / УкрГНТЦ «Енергосталь». – Харьков: «НТМТ», 2010. – С. 57–63.

15. Тепловое оборудование и тепловые сети: Учебник для ВУЗов / Г.В. Арсеньев, В.П. Белоусов, А.А. Дранченко и др. – М. : Энергоатомиздат, 1988. – 400 с.

16. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. – М. : Мир, 1979. – 392 с.

17. Акмен Р.Г. Тепло- и массообмен. Текст лекций и задачи с комментариями к решению. Для студентов специальностей 7.090510 «Теплоэнергетика» и 7.000008 «Энергетический менеджмент». – Харьков: НТУ "ХПИ", 2007. – 148 с.

18. Китаев Б.И., Ярошенко Ю.Г., Сучков В.Д. Теплообмен в шахтных печах. –Свердловск : Государственное научно-техническое издательство литературы по черной и цветной металлургии, 1957. – 279 с.

Bibliography (transliterated)

1. Stalinskij D.V., Skoromnyj A.L., Sinozackij A.M. Opytnaja ustanovka dlja termohimicheskoj de-strukcii organicheskoj chasti tverdyh bytovyh i proizvodstvennyh othodov Jekologija i promyshlennost'. – 2008. – # 3. – p. 42–44.

2. Osobnosti pererabotki othodov RTI v termohimicheskix processax V.A. Lihomanenko, I.V. Cvetkova, S.M. Rusalyn, V.L. Jushko Jekologija i zdorov'e cheloveka. Ohrana vodnogo i vozdušnogo bassejnov. Utilizacija othodov : sb. nauchn. statej XV Mezhdunar. nauchn.-prakt. konf. v 2-h t. Т. 2. UkrGNTC «Jenergostal». – Har'kov : «Izd-vo Saga», 2007. – p. 395–401.

3. Skoromnyj A.L. Povyshenie jenergeticheskoj jeffektivnosti pererabotki tverdyh bytovyh othodov v ustanovkah termohimicheskoj destrukcii Zb. nauk. st. IV Mizhnarodnoï naukovo-praktichnoï konferencii «Ekologichna bezpeka: problemi i shljahi virishennja» u 2-h t. Т. 2. UkrNDIEP. – H.: Rajder, 2008. – p. 96–100.

4. Skoromnyj A.L. Snizhenie jenergozatrata na utilizaciju iznoshennyh avtomobil'nyh shin metodom termohimicheskoj destrukcii Jekologija i promyshlennost'. – 2008. – # 4. – p. 68–71.

5. Stalinskij D.V., Skoromnyj A.L., Sinozackij A.M. Poluchenie al'ternativnyh vidov topliva iz rezinosoderzhashchih othodov Jekologija i promyshlennost'. – 2009. – # 2. – p. 8–12.

6. Stalinskij D.V., Skoromnyj A.L., Mantula V.D, Rudjuk A.S., Birjukov D.B., Baranenko V.S. Obo-rudovanie dlja utilizacii iznoshennyh avtomobil'nyh shin metodom THD Sb. nauch. st. XVII Mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoj konferencii «Jekologija, jenergo- i resursosberezhenie, ohrana okru-zhajushhej sredy i zdorov'e cheloveka, utilizacija othodov»: 1–5 ijunya 2009 g., g. Shhelkino, A.R. Krym: v 2 t. Т.2. UkrGNTC «Jenergostal». – Har'kov: «Izdatel'stvo SAGA», 2009. – p. 449–453.

7. Stalinskij D.V., Skoromnyj A.L., Sinozackij A.M. Novye tehničeskie reshenija dlja utilizacii tverdyh by-tovyh othodov metodom termohimicheskoj destrukcii Zb. nauk. st. V Mizhnarodnoï naukovo-praktichnoï konferencii «Ekologichna bezpeka: problemi i shljahi virishennja» u 2-h t. Т. 1. /Ukr-NDIEP. – H.: Rajder, 2009. – p. 51–55.

8. Skoromnyj A.L. Kompleksy dlja utilizacii iznoshennyh avtomobil'nyh shin legkovyh avtomo-bilej i kar'ernyh samosvalov Sb. materialov IV Mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoj konfe-rencii studentov i mo-lodyh uchenyh «Jekologo-pravovye i jekonomicheskie aspekty tehnogennoj bezo-pasnosti regionov». Har'kov: HNADU, 2009. – 230 p. – p. 49–51.

9. Stalinskij D.V., Skoromnyj A.L., Sinozackij A.M. Opredelenie racional'nyh konstruktivnyh parametrov reaktora termohimicheskoj destrukcii iznoshennyh avtomobil'nyh shin Sb. nauch. st. XVIII Mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoj konferencii «Jekologija, jenergo- i resursosberezhenie, ohrana okruzhajushhej sredy i

zdorov'e cheloveka, utilizacija othodov»: 7–11 ijunja 2010 g., g. Shhelkino, A.R. Krym: v 2 t. T. 2. UkrGNTC «Jenergostal'». – Har'kov: «NTMT», 2010. – p. 413–419.

10. Pat. 34152 Ukraïna, MPK8 F23G5 027, F23G7 00. Reaktor dlja termohimichnoi pererobki tverdih organichnih vidhodiv Stalins'kij D.V., Skoromnij A.L., Sinozac'kij A.M., Botshtejn V.A., Mantula V.D., Rudjuk O.S., Sinozac'kij Ju.A., Baranenko V.S., Poljakov F.M., Boroh O.V.; UkrDNTC «Energostal'». – # u 2008 03801; zajavl. 26.03.08; opubl. 25.07.08, Bjul. # 14. – 4 p. : il.

11. Pat. 36824 Ukraïna, MPK8 C10L5 48, F23G5 027. Sposib pererobki organichnoi sirovini v termohimichnomu reaktori Stalins'kij D.V., Skoromnij A.L., Sinozac'kij A.M., Mantula V.D., Rudjuk O.S., Pirogov O.Ju., Stasevs'kij S.L., Baranenko V.S., Sinozac'kij Ju.A.; UkrDNTC «Energostal'». – # u 2008 06530; zajavl. 15.05.08; opubl. 10.11.08, Bjul. # 21. – 4 p.

12. Pat. 36989 Ukraïna, MPK8 C10L5/48, F23G5/027. Ustanovka dlja termohimichnoi pererobki organichnoi sirovini / Stalins'kij D.V., Skoromnij A.L., Sinozac'kij A.M., Mantula V.D., Rudjuk O.S., Baranenko V.S., Sinozac'kij Ju.A.; UkrDNTC «Energostal'». – # u 2008 07952; zajavl. 12.06.08; opubl. 10.11.08, Bjul. # 21. – 5 p. : il.

13. Zajavka u 2008 12862 Ukraïna, MPK8 F23S3/00. Pristrij priskorenogo povitranogo oholodzhennja Stalins'kij D.V., Skoromnij A.L., Sinozac'kij A.M., Rudjuk O.S., Baranenko V.S., Sinozac'kij Ju.A.; UkrDNTC «Energostal'». – # u 2008 12862; zajavl. 04.11.08; rishennja pro vidachu patentu vid 14.01.09. – 5 p. : il.

14. Rudjuk A.S., Solenyj V.K., Baranenko V.S. Reshenie problemy jenergosberezhenija v termicheskom oborudovanii Sb. nauch. st. XVIII Mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoy konferencii «Jekologija, jenergo- i resursosberezhenie, ohrana okruzhajushhej sredi i zdorov'e cheloveka, utilizacija othodov»: 7–11 ijunja 2010 g., g. Shhelkino, A.R. Krym: v 2 t. T. 1. UkrGNTC «Jenergostal'». – Har'kov: «NTMT», 2010. – p. 57–63.

15. Teplovoe oborudovanie i teplovyje seti: Uchebnik dlja VUZov G.V. Arsen'ev, V.P. Belousov, A.A. Dranchenko i dr. – M. : Jenergoatomizdat, 1988. – 400 p.

16. Segerlind L. Primenenie metoda konechnyh jelementov. – M. : Mir, 1979. – 392 p.

17. Akmen R.G. Teplo- i massoobmen. Tekst lekcij i zadachi s kommentarijami k resheniju. Dlja studentov special'nostej 7.090510 «Teplojenergetika» i 7.000008 «Jenergeticheskij menedzhment». – Har'kov: NTU "HPI", 2007. – 148 p.

18. Kitaev B.I., Jaroshenko Ju.G., Suchkov V.D. Teploobmen v shahtnyh pechah. –Sverdlovsk : Gosudarstvennoe nauchno-tehnicheskoe izdatel'stvo literatury po chernoj i cvetnoj metallurgii, 1957. – 279 p.

УДК 628.475:662.6/9

Сталінський Д.В., Скоромний А.Л., Сінозацький А.М.

МОДЕЛЮВАННЯ ТЕМПЕРАТУРНОГО СТАНУ РЕАКТОРУ ТЕРМОХІМІЧНОЇ ДЕСТРУКЦІЇ ЗНОШЕНИХ АВТОМОБІЛЬНИХ ШИН

В статті розглянута математична постановка та рішення методом кінцевих елементів задача теплопровідності фрагменту реактора термохімічної деструкції зношених автомобільних шин. Встановлена залежність зміни максимального перепаду температур на робочій поверхні реактора від кроку S між трубчастими електронагрівачами, які розташовані за периметром камери реактора та винайдено раціональне значення кроку $S = 0,042$ м.

Stalinsky D.V., Scoromnyi A.L., Sinozacky A.M.

MODELLING OF THE TEMPERATURE CONDITION OF THE REACTOR THERMOCHEMICAL DESTRUCTION FOR THE WORN OUT AUTOMOBILE TIRES

The statement of heat conductivity problem in the fragment of reactor thermo chemical destruction for waste tires utilization and solve by the finite element method are considered in the article. The dependence of change maximal differences of temperature on the reactor's work surface by the step between tubular electric heating element, which placed by perimeter of reactor's chamber is found and specified its magnitude $S = 0,042$ m.

**МОДЕЛЬ ДВИЖЕНИЯ СЖИМАЕМОГО БИНГАМОВСКОГО МАТЕРИАЛА
С ПОКАЗАТЕЛЯМИ, ЗАВИСЯЩИМИ ОТ ДАВЛЕНИЯ**

Постановка проблемы в общем виде. Изучение движения бингамовских материалов дает необходимую информацию для того, чтобы качественно, научно обоснованно организовать проведение различных процессов переработки материалов. Движение бингамовских материалов, как движение любых иных материалов с ньютоновской реологией, в равной мере зависит как от уравнения состояния, так и от граничных условий, в которых происходит движение. Граничные условия обеспечивают единственность решения и его связь с формой области движения, а уравнение состояния определяют общий вид решения.

Анализ последних исследований и публикаций. Классический бингамовский материал подразумевает постоянство плотности, вязкости, порога текучести. Материал, для которого эти условия не выполнены, является неклассическим. Зависимость характеристик уравнения состояния от аргументов представляет собой степенную или рациональную функцию от инвариантов тензора скорости деформаций [1, 2, 3, 4]. Введение в качестве аргумента давления в уравнение состояния встречается значительно реже, но вполне соответствует традиции, смысл которой заключается в том, что классические уравнения состояния, будучи неспособными соответствовать реальным материалам требуют неклассического расширения. Одним из таких видов расширения является введение в уравнение состояния зависимости от давления через вязкость и порог текучести. В сочетании с условиями баротропности получается модель, которая в качестве прототипов охватывает многие реальные материалы пищевой и химической технологий. Используемые там материалы отличаются большим разнообразием свойств, в особенности, в пищевой промышленности. Часто встречаются смеси материалов различной природы, выступающие в качестве связующих, наполнителей, сгустителей, красителей, ароматизаторов, стабилизаторов и т.д. [5, 6]. Каждый из перечисленных здесь, с точки зрения их функций в готовом продукте, материалов вносит определенный вклад в уравнение состояния. Для маловязких материалов роль компонентов в смеси играет меньшую роль, чем для высоковязких, ограничиваясь конвективным массообменом [7, 8]. Для высоковязких материалов компоненты в смеси изменяют уравнение состояния, предопределяя общие свойства течения. Возникающие в ходе течения локальные значения давления напряжения сдвига определяют уровень механофизических и механохимических воздействий на компоненты материала. Зависимость вязкости от давления отражает на макроуровне межмолекулярные взаимодействия, а зависимость от давления порога текучести в бингамовском материале обычно отражает переменную степень консолидации структурных элементов материала.

Цель и задачи статьи. Особенности движения высоковязких материалов, бингамовских в том числе, является основным фактором при конструировании червячных машин. В этих машинах основным элементом рабочей камеры является канал трапецеидальной формы, стороны которого могут быть отрезками прямых или кривых. Поперечные сечения таких каналов принято аппроксимировать прямоугольником [9, 10, 11]. При такой аппроксимации возникает вопрос о том, какой прямоугольник является наилучшим. Обычно используют изопериметрическое приближение [12]. Вся рабочая камера червячной машины представляет собой совокупность каналов с разными поперечными сечениями, которые заменяются совокупностью прямоугольных каналов той же длины. Стенки каналов образуются внутренней поверхностью корпуса машины и внешними поверхностями червяков (шнеков) или червячных элементов (если червяк является составным) [9, 10, 11, 12]. Движение червяка относительно корпуса означает движение различных стенок канала в разных направлениях. Несмотря на численные отличия, скорости движения всех стенок канала пропорциональны скорости вращения червяка, и зависят от угла подъема его винтовой линии [11, 12]. Для увеличения давления и напряжений сдвига в материале, расположенном в рабочей камере машины, каналы, из которых она состоит, делаются мелкими [10, 11, 12]. В таких каналах высоту прямоугольника, лежащего в поперечном сечении можно считать малой в сравнении с шириной так, что канал можно считать плоским.

Изложение основного материала. В соответствии с вышесказанным, в настоящей работе рассматривается течение баротропного сжимаемого материала, вязкость и порог текучести которого зависят от давления. Течение изучается в плоском канале. Движение границ предполагается чисто продольным. Поле течения продольным не является. Появление поперечной составляющей скорости обусловлено зависимостью параметров реологической модели от давления. Рассмотрение осуществляется в два этапа. На первом этапе рассматривается упомянутая реологическая модель, но без сжимаемости. На втором

етапе производится учет фактора баротропной сжимаемости. Метод, принятый в данной работе, является продолжением, который применялся авторами при построении моделей течения бингамовского классического материала в прямоугольном канале в продольном и поперечном течениях [13, 14, 15, 16].

На рисунке 1 схематически показаны течения материала в канале: поперечном (а) и продольном (б) разрезах.

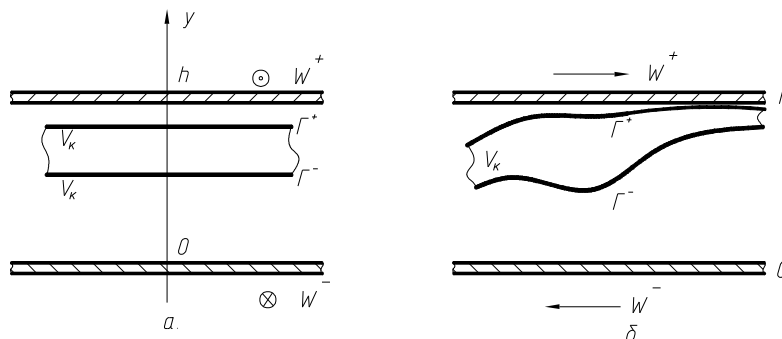


Рисунок 1 – Схема течения материала в канале: а – поперечный разрез; б – продольный разрез

Уравнения течения в напряжениях имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial P}{\partial z} &= \frac{\partial \tau_{zz}}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial y}; & v_z &= v_z(z, y); & \tau_{ik} &= (\mu + \frac{\tau}{\sqrt{I_2}}) (\frac{\partial v}{\partial x_k} + \frac{\partial v}{\partial x_i}); \\ \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= 0; & v_y &= v_y(z, y); & \mu &= \mu(P); I_2 = \sum_{i,k} (\frac{\partial v}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i})^2 \\ & & & & \tau &= \tau(P); \end{aligned} \quad (1)$$

$$\tau^2 = 2\tau_{zz}^2 + 2\tau_{zy}^2 \text{ (на границах ядра),}$$

в котором τ_{zz} и τ_{zy} – компоненты тензора сдвиговых напряжений в материале; P – давление в материале; z и y – продольная и поперечная координаты в канале соответственно; v_z и v_y – продольная и поперечная составляющие скорости материалов в канале соответственно; μ и τ – вязкость и порог текучести материала соответственно.

В соответствии со схемой, развиваемой в работах авторов уравнения и соотношения (1) следует привести к задаче течения с продольной скоростью v_z , зависящей от переменных z и y , в которой продольная скорость определяется как трехчлен по переменной y , коэффициенты которого зависят только от продольной координаты. Такое представление является факторизацией решения и является приближением к точному решению. Решение в таком виде легко согласуется с граничными условиями, в результате чего получается два уравнения относительно ширины твердого ядра и его границ. Для задач течения бингамовского материала с постоянными вязкостью и порогом текучести уравнения модели сразу дают границы ядра и скорость его движения. В данном случае, в котором вязкость и порог текучести зависят от давления конечные уравнения являются не алгебраическими, а смешанными – дифференциально-алгебраическими. Они позволяют, в принципе, найти и зависимость давления от продольной координаты, после чего получаются зависимости для границ твердого ядра и скорости его движения. Суть предлагаемого подхода состоит в том, чтобы выразить компоненту тензора напряжения τ_{zz} через компоненту τ_{zy} как для уравнения равновесия в напряжениях, так и для условия на границах ядра. Компонента τ_{zz} выражается через компоненту τ_{zy} следующим образом:

$$\frac{\tau_{zz}}{\tau_{zy}} = x_L \frac{\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} \cdot (1 \pm \gamma)}{\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \xi} - x_L^2 \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \int \frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d\xi};$$

$$\begin{aligned} \zeta &= \frac{z}{L}; & 0 \leq \zeta_L \leq 1; \\ \xi &= \frac{y}{h}; & 0 \leq \xi \leq 1; \\ \alpha_L &= \frac{h}{L}; & \gamma^\pm = \frac{r^\pm}{h}, \end{aligned} \quad (2)$$

где L – длина прямоугольного канала; h – высота прямоугольника в сечении канала; r^\pm координаты границ твердого ядра, знаки «+» и «-» отмечают значения скорости течений, расположенных между верхней границей канала и ядра (плюс) и расположенных между нижней границей канала и ядра (минус). Если использовать для поперечной производной продольной скорости течения оцен-

ку: $\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \xi} \sim (w^\pm - v_k)(1 \mp \gamma^\pm)$, в которой w^\pm – значение продольных скоростей границ канала, а v_k – зна-

чение скорости движения твердого ядра, то отношение $\frac{\bar{\tau}_{zz}}{\bar{\tau}_{zy}}$ можно записать так:

$$\frac{\bar{\tau}_{zz}}{\bar{\tau}_{zy}} = \alpha_L \rho^\pm \cdot (1 \pm \gamma^\pm), \quad \rho^\pm = \frac{\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L}}{w^\pm - v_k - \alpha_L^2 \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \int \frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d\xi}. \quad (3)$$

Прежде чем использовать выражение (3) необходимо отметить следующее обстоятельство. Запись уравнения течения в напряжениях с помощью безразмерных координат ζ_L и ξ приводит к тому, что производная от давления по продольной координате приобретает множитель α_L , который, имея ввиду происхождение рассматриваемых каналов, всегда гораздо больше единицы. В предельном случае $\alpha_L > 0$ исчезнет движущая сила процесса – продольный градиент давления. На самом деле с неограниченным ростом длины канала растет и разность давлений на его концах так, что градиент давлений остается конечным, чтобы отразить этот факт, необходимо использовать безразмерное давление P такое, что раз- мерное давление P связано с безразмерным давлением \bar{P} множителем P^* таким, что разность давлений на концах канала равна P^* ; и $P^* \alpha_L \sim 1$. Тогда, фактический множитель α_L при градиенте давления \bar{P} не присутствует; и предельный переход $\alpha_L \rightarrow 0$ можно выполнить без того, чтобы потерять движущую силу течения. Это равносильно операции деления компонентов тензора напряжений τ_{zz} и τ_{zy} на величину изменения давления в поперечном направлении на расстоянии ширины каналы, равную $(P_L - P_0)h/L$. Чтобы не вводить новых обозначений ниже везде под $\bar{\tau}_{zz}$ и $\bar{\tau}_{zy}$ понимаются безразмерные компоненты $\bar{\tau}_{zz} / ((P_L - P_0)h/L)$ и $\bar{\tau}_{zy} / ((P_L - P_0)h/L)$.

В безразмерных координатах производные от компонента $\bar{\tau}_{zy}$ по направлениям имеют один порядок: $\frac{d\bar{\tau}_{zy}}{d\zeta_L} = \frac{d\bar{\tau}_{zy}}{d\xi}$. С учетом этого соотношения и сказанного выше для величины продольной скорости $v_z^\pm(z, y)$ можно записать следующие уравнения и граничные условия:

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \cdot \frac{1}{1 + \alpha_L^2 P^\pm (1 \mp \gamma^\pm)} &= \frac{d\bar{\tau}_{zy}}{d\xi}; & \bar{\tau}_{zy} &= \mu \left(\frac{\partial v_z^\pm}{\partial y} + \frac{\partial v_y^\pm}{\partial z} \right); \\ \bar{\tau}_{zy}(\gamma^\pm) &= \pm \frac{\frac{\bar{\tau}}{\sqrt{2}}}{\sqrt{1 + \alpha_L^2 (P^\pm)^2 \cdot (1 \mp \gamma^\mp)^2}}; \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} v_z^+(h) &= w^+; & v_z^-(-h) &= w^-; \\ v_z^+(\Gamma^+) &= v_k; & v_z^-(\Gamma^-) &= v_k. \end{aligned}$$

Интегрирование уравнения (4) приводит к такому выражению для скорости v_z^\pm :

$$v_z^\pm(\zeta_L, \xi) = \frac{h}{2\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \frac{\xi^z}{1 + \alpha_L^2 P^\pm (1 \mp \gamma^\pm)} + c_1 \xi + (\alpha_L^2 \cdot \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \int \frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d) \xi + c_2^\pm, \quad (5)$$

в котором c_1 и c_2^\pm – постоянные, которые нужно найти с помощью граничных условий. Постановка в (5) значений $\xi = \pm 1$ и γ^\pm и условие (1) на границах твердого ядра приводит к следующей системе уравнений для c_2^\pm :

$$\begin{aligned} \frac{h}{2\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \frac{1}{1 + \alpha_L^2 P^+ (1 - \gamma^+)} + \alpha_L^2 \frac{\mu}{h} \Delta^+ + c_1 + c_2^- &= w^+; \\ \frac{h}{2\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \frac{1}{1 + \alpha_L^2 P^- (1 + \gamma^-)} - \alpha_L^2 \frac{\mu}{h} \Delta^- - c_1 + c_2^- &= w^-; \\ \frac{h}{2\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \frac{(\gamma^+)^2}{1 + \alpha_L^2 P^+ (1 - \gamma^+)} + \alpha_L^2 \frac{\mu}{h} \Delta^+ \gamma^+ + c_1 \gamma^+ + c_2^+ &= \\ = \frac{h}{2\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \frac{(\gamma^-)^2}{1 + \alpha_L^2 P^- (1 + \gamma^-)} + \alpha_L^2 &; \\ \Delta^- \gamma^- + c_1 \gamma^- + c_2^- &; \\ \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \cdot \frac{\gamma^+}{1 + \alpha_L^2 P^+ (1 - \gamma^+)} + C_1 &= \frac{\bar{\tau} \sqrt{2}}{\sqrt{1 + \alpha_L^2 (P^+)^2 (1 - \gamma^+)^2}}; \\ \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \cdot \frac{\gamma^-}{1 + \alpha_L^2 P^- (1 + \gamma^-)} + C_1 &= \frac{\bar{\tau} \sqrt{2}}{\sqrt{1 + \alpha_L^2 (P^-)^2 (1 + \gamma^-)^2}}; \\ \Delta^\pm &\equiv \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \int \frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d\xi. \end{aligned} \quad (6)$$

Из последних двух уравнений выражения для c_1 подставляются в первые два уравнения, после чего эти постоянные исключаются. Третье уравнение системы (6) и разность двух последних уравнений приводит к двум уравнениям для давления и границ ядра:

$$\frac{(1 - \gamma^+)^2}{1 + \alpha_L^2 P^+ (1 - \gamma^+)} - \frac{(1 + \gamma^-)^2}{1 + \alpha_L^2 P^- (1 + \gamma^-)} = \frac{2\mu(w^+ - w^-)}{h d\bar{P}/d\zeta_L} + \alpha_L^2 \frac{2\mu}{h d\bar{P}/d\zeta_L} [\Delta^+ (1 - \gamma^+) + \Delta^- (1 + \gamma^-)];$$

$$\frac{\gamma^+}{1+\alpha_L^2 P^+(1-\gamma^+)} - \frac{\gamma^-}{1+\alpha_L^2 P^-(1+\gamma^-)} = \frac{\bar{\tau}/\sqrt{2}}{d\bar{P}/d\zeta_L} \cdot \left[\frac{1}{1+\alpha_L^2 (P^+)^2 (1-\gamma^+)^2} + \frac{1}{1+\alpha_L^2 (P^-)^2 (1+\gamma^-)^2} \right]; \quad (7)$$

$$v_k = \frac{w^+ + w^-}{2} - \frac{h}{4\mu} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \left[\frac{(1-\gamma^+)^2}{1+\alpha_L^2 P^+(1-\gamma^+)} + \frac{(1+\gamma^-)^2}{1+\alpha_L^2 P^-(1+\gamma^-)} \right] + \alpha_L^2 \frac{1}{2} [\Delta^+(1-\gamma^+) + \Delta^-(1+\gamma^-)].$$

Выражения для скорости движения твердого ядра v_k представляет собой уравнение первого порядка для давления $\bar{P}(\zeta_L)$, а само давление должно удовлетворить граничным условиям на концах канала: $P(\zeta_l = 0) = \bar{P}_0; \bar{P}_L$. Для этого имеется одна постоянная интегрирования, а в роли второй постоянной выступает величина v_k . Первые два уравнения в (7) служат для нахождения границ ядра γ^\pm . Для материала, у которого μ и τ – постоянные, $\frac{d\bar{P}}{d\zeta_l} = const$; и v_k дается третьим уравнением из (7). Тем самым это уравнение превращается в определение величины v_k . При этом границы γ^\pm ядра становятся постоянными, а $\Delta^\pm \equiv 0$.

Модель течения неклассического бингамовского материала, которая сведена к совокупности уравнений (7) можно распространить на сжимаемые материалы, удовлетворяющие условию баротропности. Баротропный материал отличается от несжимаемого видом уравнения сохранения количества вещества и видом диагональных компонентов тензора скорости деформаций [17]. Уравнение состояния и сохранения количества вещества можно записать следующим образом:

$$\sigma_{ik} = -P\sigma_{ik} + \left(\mu + \frac{\tau}{\sqrt{I_2}} \right) \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial v_m}{\partial x_m} \sigma_{ik} \right); \quad (8)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial z}(\rho v_z) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho v_y) &= 0; \\ \dot{I}_2 &= \sum_{i,k} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_k} + \frac{\partial v_k}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \frac{\partial v_m}{\partial x_m} \sigma_{ik} \right)^2, \end{aligned} \quad (9)$$

где σ_{ik} – означает компоненты полного тензора напряжений в материале. Из этих выражений следует, что выражения и уравнения (3)–(7) сохраняют свой общий вид, а представления для величин ρ^\pm и Δ^\pm изменяются и становятся такими:

$$\begin{aligned} \rho^\pm &= \frac{1}{3} \cdot \frac{\left[\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \zeta_L} + \frac{2\partial}{\partial \xi} \left(\frac{1}{\rho} \int \frac{\partial \rho v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d\xi \right) \right]}{w^\pm - v_k - \alpha_L^2 \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \left(\frac{1}{P} \int \frac{\partial \rho v_z^\pm}{\partial \zeta_L} d\xi \right) \cdot (1 \mp \gamma^\pm)}; \\ \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{\partial v_y}{\partial y} &= -\frac{1}{\rho} \frac{dP}{dP} \left(\frac{dP}{dP} v_z + \frac{dP}{dy} v_y \right); \\ \Delta^\pm &= \frac{\partial}{\partial \zeta_L} \left(\frac{1}{P} \int \frac{\partial \rho v_z}{\partial \zeta_L} d\xi \right). \end{aligned} \quad (10)$$

Уравнения (9) с формулами (10) составляют модель сжимаемого баротропного бингамовского материала с зависящими от давления вязкостью и порогом текучести.

Вывод уравнений данной модели опирается на два принципиальных момента. Первый момент состоит в том, что качественно оценивались производные $\frac{\partial v_z^\pm}{\partial \xi}$, и второй момент состоит в том, что в безразмерных переменных продольные и поперечные производные компонента τ_{zy} одного порядка. Коль скоро эти допущения сделаны, модель с необходимостью принимает вид уравнений (9). Далее возможно развитие модели в таких направлениях. На первом направлении для величин ρ^\pm и Δ^\pm делаются априорные оценки с помощью граничных условий на стенках канала и на его торцах. Тогда, как уже отмечалось, уравнение (9) разрешаются относительно давления $P(z)$ и границ ядра $\gamma^\pm(z)$, причем для последних уравнения являются алгебраическими. На втором направлении величины ρ^\pm и Δ^\pm считаются функциями координаты $z(\zeta_L)$. Для их определения необходимо использовать выражение (6) для скорости v_z^\pm . При этом, ввиду того, что скорость v_z^\pm зависит от величин γ^\pm , а ρ^\pm и Δ^\pm содержит производные по z для определения границ ядра $\gamma^\pm(z)$ получаются нелинейные дифференциальные уравнения второго порядка. Однозначная разрешимость этих уравнений требует задать на торцах канала условия вида: $\gamma^\pm(\zeta_L = 0) = \gamma_0^\pm$; $\gamma^\pm(\zeta_L = 1) = \gamma_L^\pm$. Таким образом уравнения (9) превращаются в совокупность трех дифференциальных уравнений – двух уравнений второго порядка для γ^\pm , и одного дифференциального уравнения первого порядка для давления, в котором скорость ядра v_k выполняет роль недостающей постоянной.

В последующем изложении изучаются некоторые решения модели в приближении $\varepsilon_L = 0$ то есть не зависящие от выбора одного из двух описанных направлений, а также выводятся уравнения первого порядка по малости параметра ε_L^2 в рамках первого направления.

В уравнения (7) входит естественный малый параметр ε_L , который для каналов, образующих рабочую камеру червячной машины весьма мал [9]. Поэтому имеет смысл рассмотреть решение этих уравнений в приближении $\varepsilon_L = 0$. В этом случае для производной $\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}$ получается следующее дифференциальное уравнение первого порядка:

$$\left(-v_k + \frac{w^+ + w^-}{2} \right) \cdot \frac{4\mu}{h} = \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \left\{ \left[1 - \frac{\bar{\tau}}{\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}} - \frac{\frac{\mu \cdot (w^+ + w^-)}{2h} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}}{\frac{\tau}{\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}} - 1} \right]^2 + \left[1 - \frac{\bar{\tau}}{\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}} + \frac{\frac{\mu w^+ - w^-}{2h} \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}}{\frac{\tau}{\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}} - 1} \right]^2 \right\} - \frac{2h}{\mu} \varepsilon_L^2 \left[\Delta^+ (1 - \gamma^+) + \Delta^- (1 + \gamma^-) \right]. \quad (11)$$

Сначала рассматривается течение с неподвижными границами, движущей силой которого является градиент давления. В таком течении $w^+ = w^- = 0$. Тогда для величины $\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}$ получается квадратное уравнение, решение которого имеет вид:

$$\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} = \left(\frac{v_k \mu}{\Delta P_h h} - \tau \right) \pm \left(\frac{v_k \mu}{\Delta P_h h} - \tau \right)^2 - \bar{\tau}^2, \quad \mu = \mu(P), \quad \bar{\tau} = \bar{\tau}(P). \quad (12)$$

Даже тогда, когда зависимости от \bar{P} являются простейшими, это уравнение не интегрируется в квадратурах. Для каждого конкретного вида зависимостей $\mu(\bar{P})$ и $\tau(\bar{P})$ требуется численное решение. Однако имеется специальный случай, когда, с одной стороны, можно получить явный результат большой

общности, а с другой стороны, с серьезным ограничением на эту общность. Это случай, когда $\mu(\bar{P})$ и $\tau(\bar{P})$ пропорциональны друг другу. Если коэффициент пропорциональности между ними обозначить через λ , то для произвольного характера зависимости, например, $\mu(\bar{P})$, для давления P получается такое соотношение:

$$\int \frac{\bar{P}}{P_0} \frac{d\bar{P}}{\mu(P)} = \left[\left(\lambda - \frac{v_k}{\Delta P_h h} \right) + \sqrt{\frac{v_k}{\Delta P_h h} \left(\frac{v_k}{2h\Delta P_h} - \lambda \right)} \right] \zeta_L. \quad (13)$$

Соотношение (13) является тривиальным следствием (12), в котором перед квадратным корнем оставлен знак «плюс». Выбор знака продиктован тем обстоятельством, что если в формуле (12), положить $\tau \equiv 0$, $\mu = const$ то для v_k должно получиться значение скорости вязкого ньютоновского течения на оси плоского канала. Такому соответствию удовлетворяет выбор знака «плюс». Величина v_k определяется из условия, что $\bar{P} = \bar{P}_L$ при $\zeta_L = 0$. Отсюда следует, что скорость ядра v_k равна:

$$v_k = \frac{h}{2} \cdot \frac{(F_\mu + \lambda)^2}{F_\mu}, F_\mu \equiv \int_{P_0}^{\bar{P}_L} \frac{d\bar{P}}{\mu(P)}. \quad (14)$$

В общем случае $w^+ \neq w^- \neq 0$. Результат решения соотношения (11) приводит к такому уравнению:

$$\left(\frac{\mu}{2h} \frac{(w^+ - w^-)}{\Delta P_h} - \frac{2v_k \cdot \mu}{\Delta P_h h} \right) \left(\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} - \bar{\tau} \right) \frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} = 2 \left\{ \left(\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} \right)^2 \left(\frac{\mu}{2h} \frac{(w^+ - w^-)}{\Delta P_h} \right)^2 + \left(\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} - \bar{\tau} \right)^4 \right\}. \quad (15)$$

Это уравнение допускает только численное решение из-за того, что включает все степени $\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L}$. Путем огрубления это уравнение можно свести к предыдущему, относящемуся к случаю. Для этого надо обратиться к соотношению (11), из вида которого следует, что в правой части фактически имеется два слагаемых, представляющих собой квадраты слагаемых, из которых состоят выражения в квадратных скобках. Легко видеть, что если $w^+ = w^- = 0$ то получается уравнение (12). Поэтому вместо уравнения (15) можно записать близкое к нему уравнение такого вида:

$$\frac{d\bar{P}}{d\zeta_L} = \left[\frac{1}{R} \left(\frac{v_k \cdot \mu}{h\Delta P_h} - \frac{\mu(w^+ + w^-)}{\Delta P_h h} \right) - \tau \right] + \sqrt{\left[\frac{1}{R} \left(\frac{v_k \cdot \mu}{h\Delta P_h} - \frac{\mu(w^+ + w^-)}{h \Delta P_h} \right) - \tau \right]^2 - \tau^2}, \quad (16)$$

$$R = 1 + \left[\frac{\mu_0 + \mu_L}{4h} \cdot \frac{L}{P_L - P_0} \cdot (w^+ - w^-) \right]^2 / \left[1 - \frac{(\tau_L + \tau_0)L}{2(P_L - P_0)} \right]^4.$$

Снова ограничиваясь случаем когда, $\tau(P) = \lambda\mu(P)$ для величины v_k получается такая формула:

$$v_k = \frac{w^+ + w^-}{2} + \frac{h}{2} \cdot \frac{F_\mu + \lambda)^2}{F_\mu} R. \quad (17)$$

Для того, чтобы получить уравнения первого приближения по величине малого параметра ε_L следует обратиться к уравнениям (7). В этих уравнениях нужно все входящие в них величины представить в виде рядов по величине ε_L^2 так, как этот параметр присутствует в уравнениях только во второй степени. При этом следует разложить в ряд давление \bar{P} и вязкость, и порог текучести. В первом уравнении в (7) слагаемое с величинами Δ^\pm следует оставить в нулевом приближении, равно как и все остальные ввиду наличия множителя ε_L^2 . В разложениях всех величин нулевые их приближения отмечаются индексом

«ноль», а первые приближения – индексом «два». Опуская все промежуточные преобразования ввиду их громоздкости, окончательный результат принимает вид следующей линейной системы уравнений для координат границ ядра γ_2^\pm :

$$\gamma_2^+(1-\gamma^+)+\gamma_2^-(1+\gamma_0^-)=-\frac{1}{2}P_0^+(1-\gamma_0^+)^3+\frac{1}{2}P_0^-(1+\gamma_0^-)^3+\frac{w^+-w^-}{h}\frac{\mu(\bar{P}^0)}{\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}};$$

$$\left(\frac{\frac{d\bar{P}_2}{d\zeta_L}}{\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}}-\frac{1}{\mu(\bar{P}^0)}\frac{d\mu}{d\bar{P}}\Big|_{\bar{P}^0}\cdot\bar{P}_2\right);$$

$$\gamma_2^+-\gamma_2^- = P_0^+\gamma_0^+(1-\gamma_0^+)+P_0^-\gamma_0^-(1+\gamma_0^-)+\frac{\tau(\bar{P}^0)}{\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}}\cdot\left(\frac{\frac{d\bar{P}_2}{d\zeta_L}}{\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}}-\frac{1}{\tau(\bar{P}^0)}\frac{d\tau}{d\bar{P}}\Big|_{\bar{P}^0}\cdot\bar{P}_2\right),$$
(18)

в которой во избежание путаницы с граничным условием для давления $\bar{P}(\zeta_L) = \bar{P}_0$ нулевое приближение для давления отмечено индексом «ноль» сверху. Система уравнений (18) не связана ограничениями $\tau = \lambda\mu$ и имеет универсальный вид. Если же связь между τ и μ в виде пропорциональности имеет место, то в качестве $\gamma_0^\pm(\zeta_L)$ и $\bar{P}_0(\zeta_L)$ следует подставить (17) и (16) в качестве функций в систему уравнений (7), взятую в нулевом приближении. Разложение выражения для скорости ядра v_k дает для второго приближения следующее выражение, которое можно считать уравнением для поправки к давлению \bar{P}_2 :

$$\frac{v_{k2}-\left(\frac{1}{2}\right)\left[\Delta_0^+\cdot(1-\gamma_0^+)+\Delta_0^-\cdot(1+\gamma_0^-)\right]}{\frac{h}{2\mu(\bar{P}^0)}\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}\left[(1-\gamma_0^+)^3-(1+\gamma_0^-)^3\right]-(w^+-w^-)}\cdot\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}=\frac{d\bar{P}_2}{d\zeta_L}-\frac{d\ln\mu(\bar{P}^0)}{d\zeta_L}\cdot\bar{P}_2.$$
(19)

Это линейное уравнение первого порядка по \bar{P}_2 интегрируется в квадратурах на основе нулевого приближений, если таковое известно. Для случая $\tau = \lambda\mu$ все величины являются известными: $P^{(0)}(\zeta_L)$ по уравнению (13); величины γ_0^\pm имеют следующий вид:

$$\gamma_0^\pm = -\frac{\tau}{\sqrt{2}}\pm\frac{\mu(\bar{P}^0)(w^+-w^-)}{2hd\bar{P}^0}\Big/\left(\frac{\tau(\bar{P}^0)}{\frac{d\bar{P}^0}{d\zeta_L}}-1\right).$$
(20)

Таким образом, в рамках предлагаемой модели получены уравнения нулевого и второго приближения для характеристик бингамовского течения в плоском канале. При этом использовалось допущение о малости параметра \varkappa_L , которое не является ограничивающим в свете возможных приложений к течениям в винтовых каналах червячных машин. Уравнения (7), (18) и (19) являются общими и не зависят от гипотезы. Различные виды зависимости $\mu(P)$ и $\tau(P)$ могут быть изучены только численно. Гипотеза о пропорциональности вязкости и порога текучести в реальной ситуации, когда μ и τ произвольные, характеризуется посредством параметра λ степень их отличия друг от друга на интервале оси давлений (P_0, P_L). Результат, выражаемый формулой (14), фактически означает, что скорость движения квазитвердого ядра определяется мерой отклонения величин μ и τ и средним значением величины обратной вязкости на том же интервале давлений. Из формулы (15) следует, что скорость твердого ядра зависит как от суммы, так и от разности скоростей на границах канала. Сжимаемость бингамовского материала отражена в ве-

личинах ρ^\pm и Δ^\pm но таким образом, что для длинных каналов в нулевом приближении сжимаемость не оказывает влияния на течение. Только во втором приближении сжимаемость оказывает влияние. Объяснение этого факта заключается в том, что неявно считается, что при $\varepsilon_L = 0$ средний градиент давления остается конечной величиной. Это значит, что разность давлений на концах канала становится бесконечной. Для баротропного сжимаемого материала это означает, что хотя бы на одном конце канала величина давления становится бесконечной так, что плотность материала на этом конце тоже должна стать бесконечной. То есть плотность должна возрастать, по крайней мере, как $1/\varepsilon_L^2$. Но тогда величины ρ^\pm и Δ^\pm , в которые входит $\rho(P)$ становится бесконечно большими так, что их произведение на малый параметр ε_L^2 становится конечным и разложения по малому параметру в уравнениях (7) производить нельзя. Поскольку такие разложения выполнены, то это означает, что зависимость плотности материала от давления является ограниченной. Иными словами, плотность при стремлении величины давления к бесконечности остается конечной величиной. Отсюда следует, что при конструировании величин $\rho(\bar{P}^0)$ в ρ^\pm и Δ^\pm следует использовать зависимости, удовлетворяющие условию $\lim \rho(\bar{P}^0) \rightarrow \rho^\infty$ если $\bar{P}^0 \rightarrow \infty$.

Выводы. Представленная модель допускает ряд уточнений и усложнений, связанных с более точным определением ρ^\pm и Δ^\pm по формуле (10), а также численные исследования влияния конкретных зависимостей $\mu(P)$ и $\eta(P)$ на характеристики бингамовского течения.

Литература

1. Рейнер М. Реология. [Текст]. – М.: Наука. ГРФМЛ. 1965.– 223 с.
2. Фрейденталь А., Гейнрингер Х. – Математические теории неупругой сплошной среды. [Текст]. – М.: ГИТТЛ. 1962. – 432 с.
3. Спенсер Э. Теория инвариантов [Текст]. – М.: Мир. 1974. – 156 с.
4. Дытнерский Ю.И. Процессы и аппараты химической технологии. – М.: Химия. 1995.–768 с.
5. Коган В.Б. Теоретические основы типовых процессов химической технологии. [Текст]. – М.: Химия. Лен. Отд. 1977. – 784 с.
6. Ясногородский А.Я., Звездин А.Г. Многоцелевые двухшнековые машины для перерабатывающих технологий. [Текст].– Харьков.: Прапор. 2006. – 184 с.
7. Геррман Х. Шнековые машины в технологии. [Текст].– Л.: Химия. Лен. Отд. 1975 – 229 с.
8. Тадмор З., Гогос К. Теоретические основы переработки полимеров. [Текст].– М.: Химия. 1984.– 628 с.
9. Бернхардт С. Переработка пластических масс. [Текст]. – М.: Химия. .1965 –746 с.
10. Білецький Є.В. Течія в`язкопластичної рідини в плоскому каналі [Текст]. / Білецький Є.В., Толчинский Ю.А.// Наукові праці: збір.наук. праць / ОНАХТ.– Одеса, 2010 – Вип. 37 с. 122–126
11. Білецький Є.В. Модель в`язкопластичного бінгамовського плинну в прямокутному каналі [Текст]: / Білецький Є.В. Толчинский Ю.А. // Обладнання та технології харчових виробництв: темат.збір наук.праць / Донецький нац. ун-т економіки і торгівлі ім. Туган-Барановського. – 2010.– Вип. 24. с. 45–54
12. Лойцинский Л.Г. Механика жидкости и газа. [Текст]. М. : Наука. ГРФМЛ. 1973.– 848 с.

Bibliography (transliterated)

1. Rejner M. Reologija. [Tekst]. – М.: Nauka. GRFML. 1965.– 223 p.
2. Frejdental' A., Gejnringер H. – Matematicheskie teorii neuprugoj sploshnoj sredy. [Tekst]. – М.: GITTL. 1962. – 432 p.
3. Spenser Je. Teorija invariantov [Tekst]. – М.: Mir. 1974. – 156 p.
4. Dytnerskij Ju.I. Processy i apparaty himicheskoi tehnologii. – М.: Himija. 1995.–768 p.
5. Kogan V.B. Teoreticheskie osnovy tipovyh processov himicheskoi tehnologii. [Tekst]. – М.: Himija. Len. Otd. 1977. – 784 p.
6. Jasnogorodskij A.Ja., Zvezdin A.G. Mnogocelevyje dvuhshnekovyje mashiny dlja pererabatyvajushhih tehnologii. [Tekst].– Har'kov.: Prapor. 2006. – 184 p.
7. Gerrman H. Shnekovyje mashiny v tehnologii. [Tekst].– L.: Himija. Len. Otd. 1975 – 229 p.
8. Tadmor Z., Gogos K. Teoreticheskie osnovy pererabotki polimerov. [Tekst].– М.: Himija. 1984.– 628 p.
9. Bernhardt S. Pererabotka plasticheskikh mass. [Tekst]. – М.: Himija. .1965 –746 p.
10. Bilec'kij Є.V. Techija v`jazkoplastichnoi ridini v ploskomu kanali [Tekst]. Bilec'kij Є.V., Tol-chinskij Ju.A. Naukovi praci: zbir.nauk. prac' ONAHT.– Odesa, 2010 – Vip. 37 p. 122–126

11. Bilec'kij Є.V. Model' v` jazkoplachnogo bingamovs'kogo plinu v prjamokutnomu kanali [Tekst]: Bilec'kij Є.V. Tolchinskij Ju.A. Obladnannja ta tehnologii harchovih virobnictv: temat.zbir na-uk.prac' Donec'kij nac. un-t ekonomiki i torgivli im. Tugan-Baranovs'kogo. – 2010.– Vip. 24. p. 45–54

12. Lojinskij L.G. Mehanika zhidkosti i gaza. [Tekst]. M. : Nauka. GRFML. 1973.– 848 p.

УДК 532. 135; 532.5

Білецький Е.В., Толчинський Ю.А.

**МОДЕЛЬ РУХУ СТИСНУТОГО БІНГАМОВСЬКОГО МАТЕРІАЛУ,
З ПОКАЗНИКАМИ ЯКІ ЗАЛЕЖАТЬ ВІД ТИСКУ**

У статті розглядається модель проходження бінгамовського матеріалу, в'язкість та поріг текучості якого залежить від тиску.

Beletsky E.V., Tolchinskiy Y.A.

**MODEL OF COMPRESSED BANGAMO MATERIAL WITH CHARACTERISTICS WHICH DEPEND
ON PRESSURE**

The article deals with the model of Bangamo material with viscority and fluidity threshold depending on pressure.

**МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИНФРАКРАСНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ
ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА ПРИ ПРОВЕДЕНИИ ИСПЫТАНИЙ**

Главным источником ИК-излучения летательного аппарата (ЛА) в наземных условиях является силовая установка (СУ) и ее элементы: детали двигателя (лопатки последней ступени турбины, элементы за-турбинного кока, экраны и др.), нагретые до высокой температуры, а также струя выхлопных газов. На бесфорсажных режимах максимум ИК-излучения газовой струи составляет около 15% от максимума ИК-излучения сопла СУ ЛА (без применения мер по снижению тепловой заметности).

Мероприятия по снижению ИК-излучения могут привести к изменению основных характеристик ЛА, влияя на боевую эффективность его применения. Эффективными мероприятиями по снижению тепловой заметности следует считать такие, которые, изменяя ИК-характеристики до заданного уровня, не нарушают соответствия основных характеристик ЛА требованиям, заданным тактико-техническим заданием.

Основной характеристикой ИК-излучения двигателей ЛА, позволяющей оценивать зоны действия головок самонаведения и изменение размеров этих зон, является величина собственной спектральной силы излучения $I_{o,\lambda}$, зависящая от режима работы двигателя, длины волны и направления наблюдения. Поскольку боевые ИК-приборы работают в сравнительно широких спектральных интервалах $\Delta\lambda$, то ИК-излучение ЛА характеризуется величиной интегральной собственной силы излучения $I_{o,\Delta\lambda}$.

Для конкретных условий работы объекта испытаний его ИК-излучение полностью характеризуется индикатрисой излучения, то есть зависимостью силы излучения от угла наблюдения φ . Мероприятия по снижению ИК-заметности приводят либо к общему уменьшению значений силы излучения, либо к перераспределению ее в пространстве, то есть в конечном итоге изменяют индикатрису излучения.

Эффективность мероприятий по снижению ИК-заметности характеризуется коэффициентом ослабления силы излучения в зависимости от направления наблюдения

$$\tilde{k}(\varphi) = \frac{I_{o,\Delta\lambda}(\varphi)_{б.м} \text{ (без мероприятий)}}{I_{o,\Delta\lambda}(\varphi)_m \text{ (с мероприятиями)}}, \tag{1}$$

который в общем случае является также функцией длины волны и ширины используемого спектрального интервала $\Delta\lambda$.

При использовании радиометрической (спектрорадиометрической) измерительной аппаратуры собственная сила излучения не может быть измерена непосредственно. Путем косвенных измерений может быть получен ряд физических параметров, в той или иной степени (в зависимости от вида измерительного прибора (ИП) и условий измерений) приближающихся к собственной силе излучения.

Выходной сигнал A ИК-приборов определяется непосредственно разностью между суммарным потоком излучения от объекта и фона, попадающего в поле зрения ИП, и потоком излучения от чистого фона. В других ИП выходной сигнал определяется разностью внешнего (падающего) и внутреннего (создаваемого внутриприборными засветками или специальным встроенным излучателем) потоков, которая путем последовательного измерения потоков от объекта с фоном и от чистого фона сводится к предыдущей.

Учитывая, что входной поток (в Вт) связан с энергетической освещенностью соотношением

$$\Phi = ES_{o,c}, \tag{2}$$

где $S_{o,c}$ – действующая площадь оптической системы ИП, для величины выходного сигнала, определяемой отдельной спектральной составляющей потока, имеем выражение

$$A_\lambda = c'\Delta\Phi_\lambda\phi_\lambda = c\Delta E_\lambda\phi_\lambda, \tag{3}$$

где $\phi_\lambda = \phi_{\lambda,o,c}\phi_{\lambda,\phi}\phi_{\lambda,np}$ – сквозная относительная спектральная характеристика чувствительности ИП; $\phi_{\lambda,o,c}$ – относительная спектральная характеристика оптической системы; $\phi_{\lambda,\phi}$ – относительная спектральная характеристика пропускания спектрального фильтра; $\phi_{\lambda,np}$ – относительная спектральная характеристика чувствительности приемника излучения; c – постоянный коэффициент, учитывающий площадь входного зрачка ИП, максимальные абсолютные значения пропускания оптики и фильтра, максимальную чувствительность приемника и коэффициент передачи тракта сигнала.

Известно, что

$$\begin{aligned} \Delta E_\lambda &= \frac{\tau_\lambda(D)}{D^2} [B_{o,\lambda}S_o + B_{\phi,\lambda}(S_{n,z} - S_o) - B_{\phi,\lambda}S_{n,z}] = \frac{\tau_\lambda(D)}{D^2} S_o (B_{o,\lambda} - B_{\phi,\lambda}) = \\ &= \frac{\tau_\lambda(D)}{D^2} (I_{o,\lambda} - I_{\phi,\lambda}) = E_{\kappa,\lambda}, \end{aligned} \quad (4)$$

где $E_{\kappa,\lambda}$ – контрастная спектральная энергетическая освещенность, Вт/м³; D – расстояние между объектом и ИП, м; $D > 100$ м; $\tau_\lambda(D)$ – спектральный коэффициент атмосферного пропускания на трассе длиной D ; S_o – видимая площадь объекта, м²; $S_{n,z}$ – площадь участка фона, заполняющего мгновенное поле зрения прибора на расстоянии D , м²; $B_{o,\lambda}$; $B_{\phi,\lambda}$ – средние спектральные яркости объекта и фона, Вт/ср · м; $I_{o,\lambda}$; $I_{\phi,\lambda}$ – собственная спектральная сила излучения объекта и участка фона, затеняемого объектом соответственно, Вт/ср · м.

Отсюда следует, что в результате спектральных измерений могут быть определены: кажущаяся контрастная спектральная сила излучения (в Вт/ср · м)

$$I_{\kappa,\lambda}^* = E_{\kappa,\lambda} D^2 = \tau_\lambda(D) [I_{o,\lambda} - I_{\phi,\lambda}], \quad (5)$$

истинная контрастная спектральная сила излучения (в Вт/ср · м)

$$I_{\kappa,\lambda} = \frac{E_{\kappa,\lambda} D^2}{\tau_\lambda(D)} = I_{o,\lambda} - I_{\phi,\lambda}, \quad (6)$$

собственная спектральная сила излучения (в Вт/ср · м)

$$I_{o,\lambda} = I_{\kappa,\lambda} + I_{\phi,\lambda}. \quad (7)$$

Интегрирование этих величин в пределах требуемого спектрального интервала $\Delta\lambda$, позволяет получить соответствующие интегральные значения $I_{\kappa,\Delta\lambda}^*$, $I_{\kappa,\Delta\lambda}$ и $I_{o,\Delta\lambda}$.

При использовании ИП радиометрического типа измеряется эффективная контрастная интегральная освещенность (в Вт/м²)

$$\begin{aligned} E_{\phi,\kappa,\Delta\lambda} &= \frac{I_{o,n}}{D^2} \left[Z_\lambda \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_{o,m}} \right) - Z_\lambda \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_{o,m}} \right) \right] k_o - \frac{I_{\phi,n}}{D^2} \left[Z_\lambda \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_{\phi,m}} \right) - Z_\lambda \left(\frac{\lambda_1}{\lambda_{\phi,m}} \right) \right] k_\phi = \\ &= I_{o,\Delta\lambda} k_o - I_{\phi,\Delta\lambda} k_\phi, \end{aligned} \quad (8)$$

где $I_{o,n}$ – полная (во всем спектральном диапазоне) собственная сила излучения объекта, Вт/ср;
 $I_{ф,n}$ – полная собственная сила излучения участка фона, затеняемого объектом, Вт/ср; $Z\left(\frac{\lambda}{\lambda_m}\right)$ – табличная функция; $\lambda_{o,n}$, $\lambda_{ф,n}$ – длины волн, соответствующие максимальным значениям спектральной плотности излучения объекта и фона и определяемые (в мкм) по закону Вина:

$$\lambda_m = \frac{2898}{T}; \quad (9)$$

λ_1 , λ_2 – коротковолновая и длинноволновая границы чувствительности ИП; $I_{o,\Delta\lambda}$, $I_{ф,\Delta\lambda}$ – интегральная собственная сила излучения соответственно объекта и фона в интервале $\Delta\lambda$; k_o , k_f – коэффициенты использования излучения объекта и фона, определяемые выражением:

$$k = \frac{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} Me_{\lambda_{отн}}(T) \phi_{\lambda} \tau_{\lambda} d\lambda}{\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} Me_{\lambda_{отн}}(T) d\lambda}, \quad (10)$$

где $Me_{\lambda_{отн}}$ – функция Планка, нормированная относительно максимума.

Определяемая в результате радиометрических измерений величина $E_{эф.к,\Delta\lambda} D^2$ представляет собой эффективную контрастную интегральную силу излучения объекта $I_{эф.к,\Delta\lambda}$, если в коэффициентах использования излучения учтено атмосферное пропускание τ_{λ} , или кажущуюся эффективную контрастную интегральную силу излучения $I_{эф.к,\Delta\lambda}^*$, если атмосферное пропускание по каким-либо причинам не может быть учтено.

Таким образом, в процессе измерений (с использованием радиометрической аппаратуры) реально достигнуто получение пяти вышеописанных физических параметров, характеризующих ИК-излучение объекта испытаний.

Эффективность мероприятий (постоянных или временных) по снижению ИК-излучения оценивается любым из следующих выражений (в зависимости от условий проведения испытаний, их цели и используемой измерительной ИК-аппаратуры), представленных в порядке возрастания погрешности:

$$\begin{aligned} \tilde{k}_1 &\cong \frac{I_{o,\Delta\lambda,\delta..m}}{I_{o,\Delta\lambda,m}}; \\ \tilde{k}_2 &\cong \frac{I_{к,\Delta\lambda,\delta..m}}{I_{к,\Delta\lambda,m}}; \\ \tilde{k}_3 &\cong \frac{I_{к,\Delta\lambda,\delta..m}^*}{I_{к,\Delta\lambda,m}^*}; \\ \tilde{k}_4 &\cong \frac{I_{эф.к,\Delta\lambda,\delta..m}}{I_{эф.к,\Delta\lambda,m}}; \\ \tilde{k}_5 &\cong \frac{I_{эф.к,\Delta\lambda,\delta..m}^*}{I_{эф.к,\Delta\lambda,m}^*}, \end{aligned} \quad (11)$$

где $b.m$ – означает значение параметра, характеризующее ИКИ объекта испытаний без мероприятий по снижению ИК-заметности; m – то же, но с учетом мероприятий по снижению уровня ИК-излучения.

Калибровка ИП радиометрического типа заключается в определении взаимосвязи выходного сигнала ИП (в виде напряжения, тока, отклонения шлейфа и т.п.) с величиной освещенности на входном зрачке. Калибровка в единицах освещенности автоматически учитывает в градуировочной зависимости все постоянные характеристики ИП, включая действующую площадь оптической системы.

Измерительный прибор радиометрического типа калибруется (при $D > 100$ м) по точечной модели абсолютно черного тела (АЧТ) с набором сменных диафрагм. При этом оптическая ось объекта ИП должна быть перпендикулярна поверхности излучения АЧТ. Расстояние t между ИП и АЧТ должно быть не менее ближнего предела фокусировки (для ИП, имеющих возможность фокусировки) или не менее $30F$ (где F – фокусное расстояние объектива) для ИП, постоянно сфокусированных на бесконечность.

Величина освещенности от АЧТ изменяется путем изменения площади $S_{АЧТ}$ излучающего отверстия (диаметра d и сменных диафрагм) и температуры АЧТ и рассчитывается по формулам:

$$\left. \begin{aligned} E_{\lambda, АЧТ} &= \frac{S_{АЧТ}}{\pi l^2} 1,2854 \cdot 10^{-15} T_{АЧТ}^5 Y_{\lambda} \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right) \tau_{\lambda}, \\ E_{эфф, \Delta\lambda} &= \frac{S_{АЧТ}}{\pi l^2} 1,2854 \cdot 10^{-15} T_{АЧТ}^5 \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} Y_{\lambda} \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right) \phi_{\lambda} \tau_{\lambda} d\lambda, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где $Y_{\lambda} \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right)$ – табличная функция.

Вычисление интеграла в выражении (12) выполняется следующим образом:

спектральный диапазон чувствительности ИП $\Delta\lambda = \lambda_2 - \lambda_1$ разбивается на n узких спектральных интервалов $\Delta\lambda_i$, одинаковой ширины;

интеграл заменяется суммой

$$\int_{\lambda_1}^{\lambda_2} Y_{\lambda} \left(\frac{\lambda}{\lambda_m} \right) \phi_{\lambda} \tau_{\lambda} d\lambda = \sum_{i=1}^n Y_{\lambda_i} \left(\frac{\lambda_i}{\lambda_m} \right) \phi_{\lambda_i} \tau_{\lambda_i} \Delta\lambda_i ; \quad (13)$$

для центральной или граничной (одинаково для всех интервалов) длины волны каждого интервала λ_i

определяются отношения $\frac{\lambda_i}{\lambda_m}$;

по таблице находятся значения Y_{λ_i} ;

по паспортным данным ИП определяются значения ϕ_{λ_i} или составляющих $\phi_{\lambda_{ос}}$, $\phi_{\lambda_{ф}}$, $\phi_{\lambda_{пр}}$;

для выбранных длин волн λ_i определяются значения τ_{λ_i} любым доступным способом, например, с использованием таблицы (см. Криксунов Л.З. Справочник по основам инфракрасной техники. М., Советское радио, 1978) или инженерной методики расчета спектральной прозрачности атмосферы в области 0,22–6,0 мкм для источников неселективного излучения;

для каждой длины волны вычисляются соответствующие произведения и выполняется суммирование в соответствии с выражением (13).

Для некоторых частных случаев (например, в случае радиометрического ИП с приемником $I_n S_b$ без спектрального фильтра) можно при вычислениях $E_{эфф, \Delta\lambda, АЧТ}$ использовать формулу (8), рассчитывая коэффициент использования АЧТ по аппроксимационным формулам [1].

В целях исключения влияния фона на результат калибровки определяются разности освещенности от АЧТ, создаваемых при последовательной смене диафрагм АЧТ:

$$\Delta E_{i,j,\lambda, АЧТ} = E_{\lambda, АЧТ_i} - E_{\lambda, АЧТ_j} = E_{\kappa, \lambda, АЧТ_{ij}} ;$$

$$\Delta E_{i,j\text{эф},\Delta\lambda,AЧТ} = E_{\text{эф},\Delta\lambda,AЧТ_i} - E_{\text{эф},\Delta\lambda,AЧТ_j} = E_{\text{эф},\kappa,\Delta\lambda,AЧТ_{ij}}$$

и соответствующие им разности выходных сигналов измерительного прибора $\Delta A_{ij} = A_i - A_j$. По этим данным строятся градуировочные зависимости вида $\Delta A = f(\Delta E)$ или $\Delta E = \varphi(\Delta A)$. В целях получения большего количества точек градуировочной зависимости и сокращения затрат времени на калибровку целесообразно использовать одновременно несколько АЧТ, установленных на одинаковом фоне и на одинаковом расстоянии от ИП, но имеющих разные температуры. При этом необходимо следить, чтобы в поле зрения ИП не попадали два АЧТ одновременно.

Испытания (исследования) двигателя проводятся, как правило, на открытом стенде ($30 \text{ м} \leq D \leq 3000 \text{ м}$), позволяющем устанавливать СУ в требуемой компоновке, например, с мотогондолой, хвостовой частью, крылом, системой подавления ИК-излучения и так далее, а летательного аппарата в целом на специальной открытой площадке, приспособленной для его крепления, поворотов и проведения ИК-измерений на расстояниях, обеспечивающих полное попадание объекта в поле зрения измерительного устройства.

Для исключения помех от излучения фона при измерениях с помощью ИП радиометрического типа время испытаний целесообразно выбирать из условий:

в ясную погоду – после захода солнца;

в ненастную погоду – в любое время при отсутствии дождя, снега, густого тумана.

В качестве обязательных режимов работы СУ ЛА, на которых производится измерение ИК-излучения, должны быть выбраны:

максимальный форсированный;

крейсерский форсированный;

максимальный.

В процессе проведения испытаний дополнительно ИК-излучение должно проверяться на следующих режимах:

крейсерском;

полетном малом газе.

Углы визирования ИП выбираются из условия проведения экспериментов в количестве, необходимом для построения индикатрисы ИК-излучения в задней и передней полусферах (ЗПС и ППС). Шаг изменения угла визирования задается в зависимости от целей испытаний и испытательной аппаратуры.

Измерение характеристик ИК-излучения проводится в спектральных диапазонах чувствительности приемников излучения головок самонаведения управляемых ракет (1,8–3,2 мкм; 3,5–5,5 мкм; 6–14 мкм).

Последовательность операций в процессе ИК-измерений при фиксированном угле визирования для каждого режима работы двигателя (СУ ЛА) следующая:

наводка ИП (радиометра, спектрорадиометра, тепловизора) на объект испытаний с помощью визирного устройства или по максимальному сигналу и установка необходимой чувствительности прибора;

измерение ИК-излучения фона при неработающем двигателе, если такая возможность обеспечивается ИП;

вывод двигателя на требуемый режим, его стабилизация в течение необходимого времени и регистрация основных параметров данного режима (частоты вращения роторов, температуры газов за турбиной, расхода топлива и др.);

измерение ИК-излучения с регистрацией выходного сигнала ИП на соответствующем регистраторе.

При наличии искусственных помех (шумов) последние две операции повторяются несколько раз.

Если двигатель (ЛА) оборудован системой подавления ИК-излучения, то сначала измеряют излучение объекта при неработающей системе, а затем, не меняя режим работы двигателя и не производя никаких регулировок, – при работающей системе подавления.

Кроме ИК-характеристик и параметров работы двигателя, в процессе испытаний необходимо измерять и регистрировать следующие характеристики:

температуру элементов выходного устройства СУ;

полное давление на срезе сопла;

температуру, относительную влажность и давление атмосферного воздуха;

діаметр критического сечення і среза сопла;
расстояние от ИП до объекта испытаний и угол визирования.

Дополнительно к указанным параметрам целесообразно (в зависимости от цели испытаний или исследований) фиксировать такие характеристики, как:

статическую температуру струи и ее распределение по сечению и длине в количестве не менее 150 точек;

метеорологическую дальность видимости;

другие параметры (в зависимости от вида и целей испытаний).

Выводы. Приведенную выше методику можно использовать на всех видах испытаний опытных, модифицированных и серийных (в случае доработки) летательных аппаратов, авиационных двигателей или силовых установок для оценки их характеристик тепловой заметности (ИК-характеристик). Также можно использовать на более ранних этапах опытно-конструкторских работ по созданию новых образцов СУ (ЛА), например, при автономной отработке объекта и при проведении специальных испытаний и исследований физических моделей выходного устройства СУ по оценке эффективности мероприятий по снижению ИК-излучения авиационных двигателей.

Литература

1. Криксунов Л.З. Тепловизоры. Киев: Техника, 1987.
2. Кучин В.Л., Криксунов Л.З., Волков В.А., Мехряков В.И., Рябышко В.А. Справочник по приборам инфракрасной техники / Киев: Техника, 1980.

Bibliography (transliterated)

1. Kriksunov L.Z. Teplovizory. Kiev: Tehnika, 1987.
2. Kuchin V.L., Kriksunov L.Z., Volkov V.A., Mehrjakov V.I., Rjabyshko V.A. Spravochnik po priboram infrakrasnoj tehniki / Kiev: Tehnika, 1980.

УДК 629.735.45

Башинський В.Г., Камак Ю.О.

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ІНФРАЧЕРВОНОГО ВИПРОМІНЮВАННЯ ДВИГУНІВ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ ПРИ ПРОВЕДЕННІ ВИПРОБУВАНЬ

У статті пропонується типова методика визначення теплової помітності силових установок літальних апаратів, яка використовується для оцінки ефективності заходів щодо зниження інфрачервоного випромінювання.

Bashinskii V.G., Kamak Y.O.

TECHNIQUE DEFINITION OF INFRA-RED RADIATION OF ENGINES FLYING MACHINE AT CARRYING OUT OF TESTS

In article the typical technique of definition thermal заметности power-plants of the flying machines, applied to an estimation of efficiency of actions for decrease in infra-red radiation is offered.

**КОНЦЕПТУАЛЬНЫЕ ПРИНЦИПЫ КОНСТРУКТИВНО-КОМПАНОВОЧНЫХ РЕШЕНИЙ
НА ПРЕДЭСКИЗНЫХ ЭТАПАХ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОБЪЕКТОВ БРОНЕТЕХНИКИ**

Создание новых объектов бронетехники вообще и танков, БМП, БТР в частности, как правило, связано с обоснованной необходимостью достижения максимально возможных показателей ТТХ отражающих приоритетное свойство вновь создаваемого объекта при условии, как минимум, не ухудшения других показателей, что определяется формулой приоритета [1]. Эта задача решается в условиях достаточно жестких массо-габаритных и стоимостных ограничений. С учетом того, что объект бронетехники является сложной технической системой, простое наращивание какого-либо свойства будет неизбежно приводить к ухудшению, по крайней мере, одного другого. Поэтому решение задачи разработки нового образца бронетехники представляется не как прямое наращивание его основных свойств, а как результат многовариантного поиска рационального сочетания приоритета и компромиссов огневой мощи, подвижности и защищенности.

Так, для танка основными ограничениями являются массо-габаритные, к которым относятся полная масса, высота по крышу башни и длина броневое корпуса, ширина по гусеницам, среднее давление на грунт, а также дополнительные условия по авиа-транспортабельности.

Таким образом, в процессе создания нового образца БТТ необходимо решить комплексную задачу интеграции элементов конструкции в единую систему в рамках ограничений. При этом представляется практически важным получить оценки основных показателей уже на концептуальном уровне проектирования (рис. 1) и в дальнейшем, на ранних этапах и заключительном, добиваться неснижения этих показателей.

Поскольку, если не найдено принципиально новое техническое решение, повышение какого-либо свойства неизбежно связано с увеличением массы или объема элементов, обеспечивающих это свойство, то представляется целесообразным оценивать конструктивно-компоновочные решения на основе доли массы или объема, обеспечивающих соответственно огневую мощь ($M_{воор}$; $V_{воор}$), защищенность (M_3 ; V_3) и подвижность (M_n ; V_n).

Здесь следует подчеркнуть важность выбора общей схемы компоновки машины, которая существенно влияет на возможность достижения рационального сочетания свойств создаваемого образца. Причем до настоящего времени используются не только так называемые классические компоновки причем как для танков, так и для БМП и БТР [2].

Обозначим конструктивные размеры машины (рис. 2) L – длина, B – ширина, $H' = H - \Delta_{кл}$, где $\Delta_{кл}$ – дорожный просвет, высота. Определим приведенный линейный размер машины как среднегеометрическую величину габаритных размеров

$$L_{прив} = \sqrt[3]{B \cdot L \cdot H'} \tag{1}$$

и перейдем к фиктивному объему машины, который определим как

$$V_{фигт} = L_{прив}^3 \tag{2}$$

представив таким образом объем машины в виде куба с гранью $L_{прив}$.

Обозначим M_{Σ} – массу машины и введем понятие средняя плотность компоновки, которую определим как

$$\bar{\rho}_{комп} = \frac{M_{\Sigma}}{V_{фигт}} = \frac{M_{\Sigma}}{L_{прив}^3} = \left[\frac{кг}{м^3} \right] \tag{3}$$

где $\bar{\rho}_{комп}$ – средняя плотность компоновки.

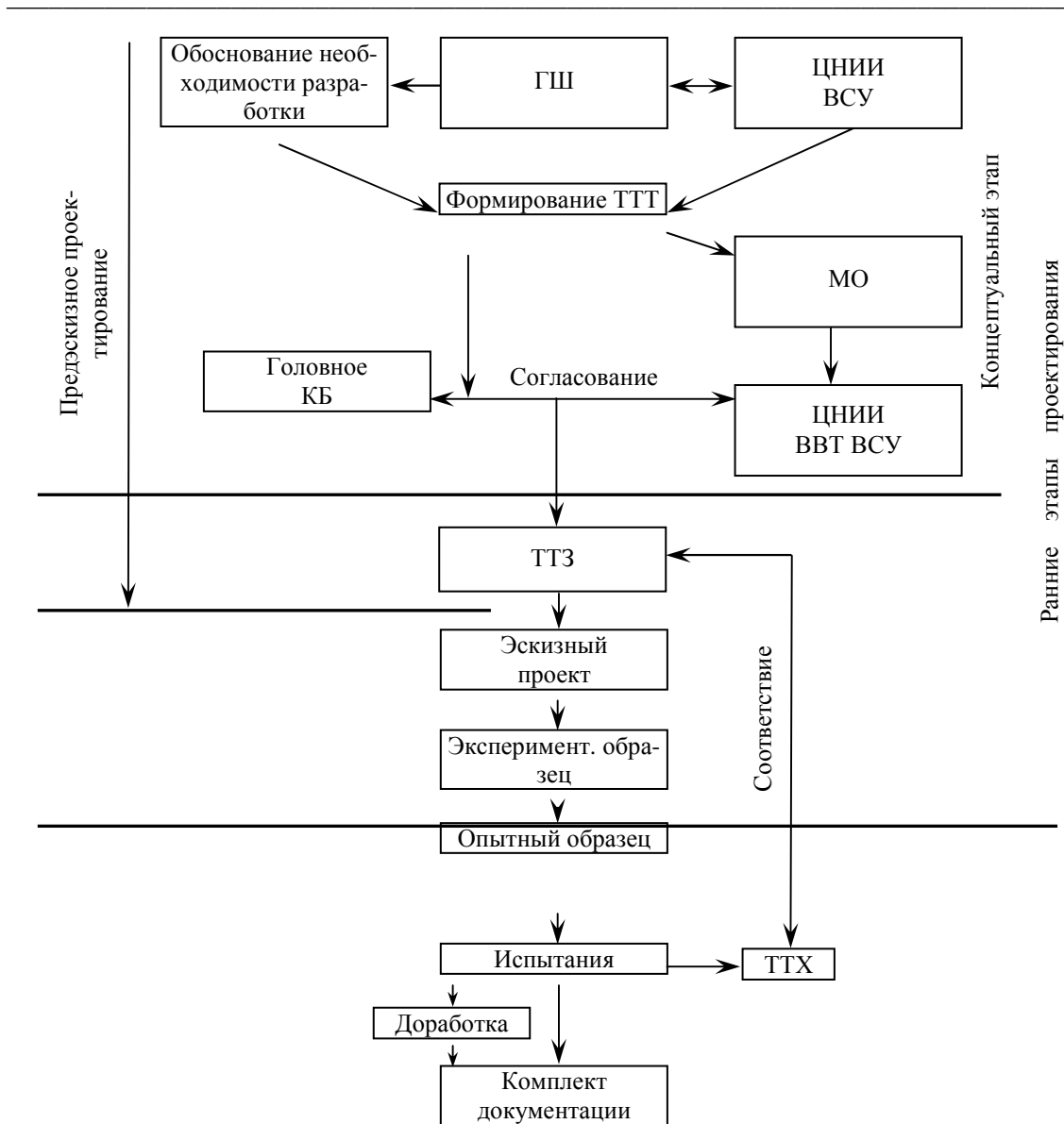


Рисунок 1 – Основные этапы разработки и создания ОБВТ

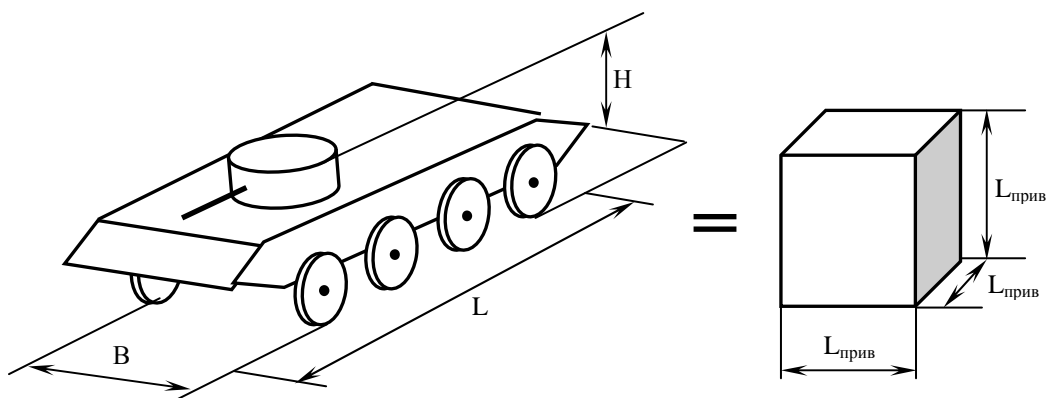


Рисунок 2 – Эквивалентирование габаритных размеров машины кубу с гранью $L_{прив}$

В свою очередь масса машины может быть представлена как сумма масс элементов бронезащиты ($M_{бз}$), несущих конструкций ($M_{нк}$) и полезной массы ($M_{пол}$), которая включает вооружение, боекомплект,

двигатель с трансмиссией, ходовую часть, топливо и прочие элементы, а также экипаж. Тогда с учетом того, что

$$M_{\text{бз}} + M_{\text{нк}} = M_{\text{бз,нк}}; \quad (4)$$

$$M_{\Sigma} = M_{\text{бз,нк}} + M_{\text{пол}}. \quad (5)$$

Применяя аналогичные рассуждения для объема, получим

$$V_{\text{фигт}} = V_{\text{бз,нк}} + V_{\text{пол}}. \quad (6)$$

Разделив левые и правые части выражений (5) и (6) на M_{Σ} получим

$$\frac{M_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}} + \frac{M_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}} = 1; \quad (6')$$

$$\frac{V_{\text{фигт}}}{M_{\Sigma}} = \frac{V_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}} + \frac{V_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}} = \frac{1}{\rho_{\text{комп}}}. \quad (7)$$

В этих выражениях $\frac{V_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}}$ – удельный полезный объем; $\frac{M_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}}$ – удельная полезная масса.

$$m_{\text{пол,уд}} = \frac{M_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}} = \frac{M_{\Sigma} - M_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}} = 1 - \frac{M_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}}; \quad (8)$$

$$v_{\text{пол,уд}} = \frac{V_{\text{пол}}}{M_{\Sigma}} = \frac{V_{\text{фигт}} - V_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}} = \frac{1}{\rho_{\text{комп}}} - \frac{V_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}}. \quad (9)$$

С учетом того, что $M_{\Sigma} = \frac{V_{\text{пол}}}{v_{\text{пол,уд}}}$ перепишем (8) в виде

$$m_{\text{пол,уд}} = 1 - \frac{M_{\text{бз,нк}}}{V_{\text{пол}}} \cdot v_{\text{пол,уд}} = 1 - \frac{M_{\text{бз,нк}}}{V_{\text{пол}}} \cdot \left(\frac{1}{\rho_{\text{комп}}} - \frac{V_{\text{бз,нк}}}{M_{\Sigma}} \right); \quad (10)$$

Выражение (10) связывает полезные удельные массу и объем, и $\bar{\rho}_{\text{комп}}$.

Отметим, что масса отдельных элементов машины M_i , может быть определена как

$$M_i = \rho_i (H, L, B) \cdot V_i, \quad (11)$$

где V_i – объем соответствующего элемента конструкции.

С учетом этого массу машины M_{Σ} можно определить как

$$M_{\Sigma} = \int_V \rho(H, L, B) dV. \quad (12)$$

Такой подход позволяет в условиях ограничений на массу отдельных элементов определить, каковы должны быть плотности компонок в пределах выделенных объектов, определить необходимость увеличения объема или возможность его сокращения для конкретного элемента, а также сформулировать требования к элементам, чтобы они удовлетворяли массогабаритным ограничениям.

Многообразие возможных конструктивных решений элементов машины и их интеграция в единую систему приводит, с одной стороны, к большому числу вариантов конструкторских проработок. С другой

стороны, в виду сложных прямых и обратных связей, а также наличия ограничений все эти варианты характеризуются единой номенклатурой показателей с относительно небольшим диапазоном варьируемых значений. Это, в свою очередь, приводит к заключению, что существует некоторая область конструкторских решений, причем для каждого независимого, а следовательно и зависимого показателя существуют наименьшие и наибольшие допустимые значения, между которыми и лежат значения для различных вариантов конструктивных решений. Причем каждый новый набор сочетаемых показателей определяет облик нового варианта машины.

Будем считать основными качественными свойствами объекта бронетехники огневую мощь, подвижность и защищенность. Им соответствуют доли массы машины, которые составляют элементы, обеспечивающие эти свойства. Тогда известное уравнение существования конструкции запишем

$$M_{\Sigma} = M_{\text{воор}} + M_{\text{п}} + M_{\text{бз}}, \quad (13)$$

или в безразмерном виде

$$\frac{M_{\text{воор}}}{M_{\Sigma}} + \frac{M_{\text{п}}}{M_{\Sigma}} + \frac{M_{\text{бз}}}{M_{\Sigma}} = 1. \quad (13')$$

Понятно, что отношения $m_i = \frac{M_i}{M_{\Sigma}}$ – весовые коэффициенты, которые могут в пределе достигать значения единицы, то есть

$$m_{\text{воор}} \cdot M_{\Sigma} + m_{\text{п}} \cdot M_{\Sigma} + m_{\text{бз}} \cdot M_{\Sigma} = M_{\Sigma}. \quad (14)$$

С учетом этого можно определить часть плоскости, проходящей через три точки $\frac{M_{\text{воор}}}{M_{\Sigma}} = 1$; $\frac{M_{\text{п}}}{M_{\Sigma}} = 1$; $\frac{M_{\text{бз}}}{M_{\Sigma}} = 1$, как область существования возможных конструктивных решений (рис. 3).

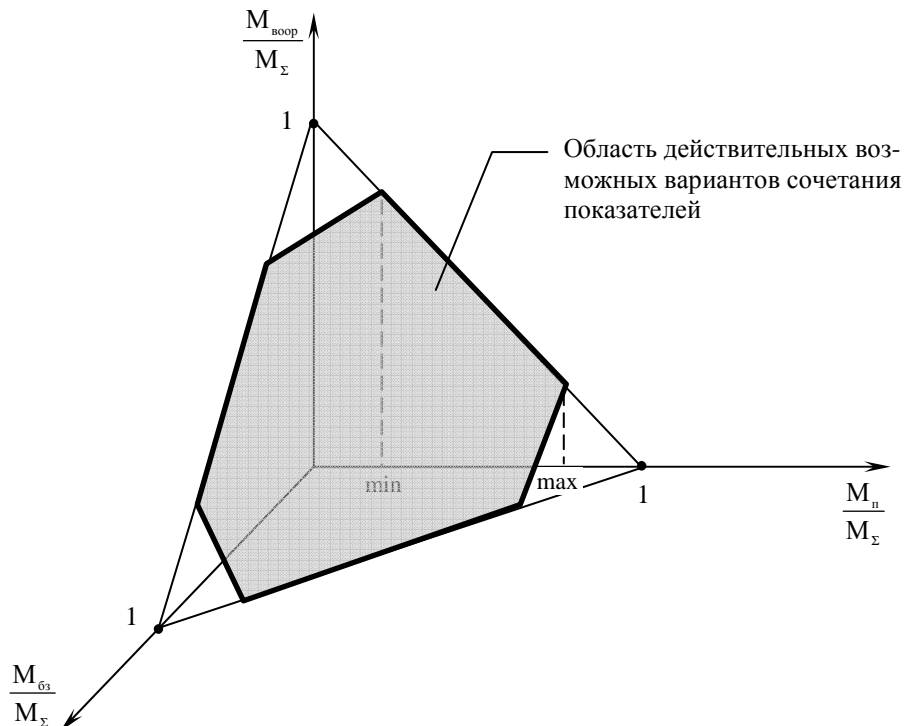


Рисунок 3 – Область существования возможных конструктивных решений и подобласть действительных вариантов конструкторских проработок

Вершины треугольника соответствуют предельным идеальным случаям, когда вся масса машины используется для обеспечения одного качественного свойства. Как было указано выше, действительная область уже и может быть определена на основе парных сочетаний показателей с выделением минимально допустимых и максимально возможных значений показателей (рис. 4).

С учетом этого, область действительных решений сузится и трансформируется в шестиугольник (рис. 3).

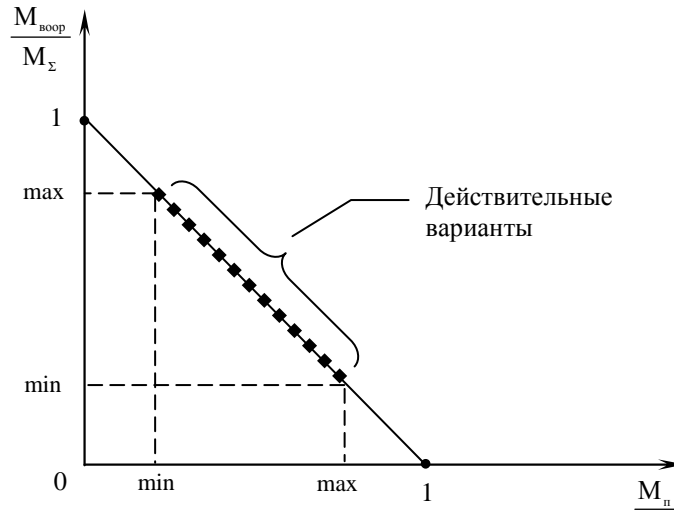


Рисунок 4 – К определению диапазонов действительных значений показателей

В заключение отметим, что для каждого типа БТТ – танк, БМП, БТР определение области действительных значений представляет самостоятельную задачу. Кроме этого важной представляется задача оценки качества варианта конструктивно-компоновочного решения, что должно реализовываться на основе разработок критериев для соответствующих показателей, причем с учетом назначенного приоритета и компромиссов.

Литература

1. Анипко О.Б., Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М. Концептуальное проектирование объектов бронетанковой техники. – Х.: Изд-во НТУ “ХПИ”, 2008. – 188 с.
2. Полная энциклопедия танков мира 1915–2000 /Сост. Г.Л. Холявский/ МНИ ООО “Харвест”., 2000 – 576с.

Bibliography (transliterated)

1. Anipko O.B., Borisjuk M.D., Busjak Ju.M. Konceptual'noe proektirovanie ob"ektov bronetankovoj tehniki. – H.: Izd-vo NTU “HPI”, 2008. – 188 p.
2. Polnaja jenciklopedija tankov mira 1915–2000 /Sost. G.L. Holjavskij MNI ООО “Harvest”., 2000 – 576p.

УДК 355.014: 623.522

Аніпко О.Б., Бусяк Ю.М., Цєбрюк І.В.

КОНЦЕПТУАЛЬНІ ПРИНЦИПИ КОНСТРУКТИВНО-КОМПАНОВОЧНИХ РІШЕНЬ НА ПЕРЕДЕСКІЗНИХ ЕТАПАХ ПРОЕКТУВАННЯ ОБ'ЄКТІВ БРОНЕТЕХНІКИ

У статті розглянуті питання визначення щільності компоновки, а також відносна маса зразка бронетанкової техніки для формування області можливих варіантів основних властивостей об'єкту бронетехніки.

Anipko O.B., Busyak Y.M., Tsebryuk I.V.

THE CONCEPTUAL PRINCIPLES OF CONSTRUCTION AND ARRANGEMENT SOLUTIONS AT A PRE-DRAFT STAGE OF AN ARMORED VEHICLES PROJECTING

The article deals with the determination of an arrangement density and with the relative weight of an armored vehicle to create the range of possible variants of an armored vehicle's basic qualities.

УДК 621.31:629.7

Болюх В.Ф., Корытченко К.В., Кочерга А.Г.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ДОПОЛНИТЕЛЬНОГО УСКОРЕНИЯ ДВИЖУЩИХСЯ МАССИВНЫХ ОБЪЕКТОВ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМ ИНДУКЦИОННЫМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ

Введение. Рабочий процесс электромеханического индукционного преобразователя (ЭИП), обеспечивающего разгон неподвижного массивного объекта до высокой скорости на коротком активном участке, в настоящее время достаточно хорошо исследован [1–3]. Однако эффективность ЭИП, как правило, не достаточно высока и не превышает 25 %, что ограничивает области их применения [4–6].

Во многих технических системах массивный объект разгоняется до высокой скорости иными не электрическими способами, например, при помощи детонации взрывчатых веществ [7]. Поскольку указанное предварительное ускорение не обеспечивает необходимой скорости, возникает необходимость в дополнительном ускорении массивного объекта. Для этого целесообразно использовать ЭИП, обеспечивающий бесконтактное взаимодействие электропроводящего якоря, выполненного в виде цилиндрического кольца и установленного на наружной поверхности массивного объекта, с коаксиально установленным индуктором, в котором выполнено внутреннее проходное отверстие [8, 9]. В ЭИП при возбуждении неподвижного индуктора от емкостного накопителя энергии (ЕНЭ) возникающий ток возбуждает мощный импульс магнитного поля, наводящий в якоре вихревые токи, взаимодействие которых с указанным магнитным полем приводит к возникновению аксиальной электродинамической силы, воздействующей на электропроводящий якорь массивного объекта.

Использование предложенного комбинированного способа ускорения позволяет, как повысить скорость массивного объекта, так и уменьшить количество взрывчатых веществ, повысив безопасность и материалоемкость пусковой установки.

Однако процессы дополнительного ускорения при помощи ЭИП предварительно разогнанных массивных объектов практически не исследованы. Это связано с высокой скоростью, кратковременностью и сложностью протекания механических, электрических, магнитных и тепловых процессов, зависимых друг от друга. При несогласованности указанных процессов якорь и массивный объект с высокой кинетической энергией могут получить либо незначительный ускоряющий импульс или даже попасть под воздействие тормозной электродинамической силы.

Целью статьи является разработка методики выбора параметров электромеханического индукционного преобразователя, обеспечивающего высокую эффективность дополнительного ускорения подвижных массивных объектов.

Методика выбора параметров ЭИП. Процесс выбора параметров ЭИП, обеспечивающих для заданной нагрузки и энергии ЭНЕ максимальную эффективность работы при определенных условиях, например, минимальных превышениях температур обмоток индуктора и якоря.

В качестве основных параметров для ЭИП можно выбрать:

- C, U_0 – емкость и напряжение ЕНЭ;
- k_z – коэффициент заполнения или w_n – число витков n -ого активного элемента,

где $n = 1, 2$ – индексы индуктора и якоря;

- d_0 – диаметр провода;
- $D_{ex n}, D_{in n}$ – наружный и внутренний диаметры n -ого элемента;
- H_n – аксиальная высота n -ого элемента;
- VOL – объем проводникового материала на активные элементы преобразователя;
- Δz_0 – начальное аксиальное смещение между центрами якоря и индуктора, при котором начинается работа ЭИП.

На эти параметры ЭИП накладываются параметрические и функциональные ограничения:

для источника питания:

$$U_0 \leq U_{0max} \text{ - по напряжению ЕНЭ;}$$

для геометрии:

$$1 \leq w_n \leq Ent \left(0,5 \frac{D_{ex n} - D_{in n}}{d_0 + 2 \cdot h_s} \right) \cdot Ent \left(\frac{H_n}{d_0 + 2 \cdot h_s} \right), \tag{1}$$

где $Ent(\phi)$ – наибольшее целое число, не превосходящее ϕ ; h_s – толщина изоляции проводника активного элемента;

$$1 \leq Ent\left(0,5 \frac{D_{ex\ n} - D_{in\ n}}{d_0 + 2 \cdot h_s}\right) \leq K_{w\ n\ max}, \quad (2)$$

где $K_{w\ n\ max}$ – максимальное число слоев n -ого элемента;

$$0 \leq \Delta z_0 \leq 0,5 \cdot (H_1 + H_2); \quad 0 \leq D_{in\ 2} \leq D_{in\ 2m}; \quad D_{in\ 2} + 2 \cdot (d_0 + 2 \cdot h_s) \leq D_{ex\ 2} \leq D_{in\ 1} - 2\Delta,$$

где $D_{in\ 2m}$ – максимальное значение внутреннего диаметра якоря.

Диаметр провода для заданного объема проводникового материала:

$$d_0 = 0,5 \left\langle \left[D_{in\ 2} (\alpha_1 + \alpha_2) + 2\alpha_1 \Delta \right]^2 + \frac{4 \cdot VOL}{\pi \cdot k_3} \left(\sum_{i=1}^2 K_{w\ i} + 2K_{w\ 2} \alpha_1 \right) \right\rangle^{0,5} - \alpha_1 (D_{in\ 2} + 2\Delta) - D_{in\ 2} \alpha_2 \left(\sum_{i=1}^2 K_{w\ i} + 2K_{w\ 2} \alpha_1 \right)^{-1} - 2h_s. \quad (3)$$

Целевую функцию, которую необходимо минимизировать при определении параметров высокоэффективного ЭИП, можно записать следующим образом

$$\eta = \sum_{j=1}^J \beta_j f_j; \quad \sum_{j=1}^J \beta_j = 1, \quad (4)$$

где J – количество функциональных параметров f_j , изменяемых в диапазоне $[0, 1]$; β_j – показатель важности соответствующего параметра;

$$\eta_1 = \frac{2 \sum_{n=1}^2 \int_0^t i_n^2(t) \cdot R_n(T_n) dt}{(m_2 + P) \cdot V_0^2 + CU_0^2}; \quad (5)$$

$$\eta_2 = 1 - \frac{1}{C \cdot U_0^2 (m_2 + P)} \left(\int_0^t f_z(t, z) dt \right)^2; \quad (6)$$

$$\eta_3 = 1 - (m^2 + P) (V^2 - V_0^2) C^{-1} U_0^{-2}; \quad (7)$$

$$\eta_4 = 1 - (V^2 - V_0^2) \cdot V^{-2}; \quad (8)$$

$$\eta_5 = 1 - (V - V_0) \cdot V^{-1}, \quad (9)$$

$i_n(t)$ – ток n -ого активного элемента; $R_n(T_n)$ – сопротивление n -ого активного элемента, зависящее от температуры T_n ; m_2, P – масса якоря и массивного элемента; V – скорость якоря вдоль оси z ;

$f_z(t, z) = i_1(t) \cdot i_2(t) \frac{dM_{12}}{dz}$ – аксиальная электродинамическая сила, действующая на якорь; $M_{12}(z)$ – взаимдуктивность между индуктором и якорем.

Функциональный параметр η_1 характеризует эффективность преобразователя по минимуму потерь; η_2 – по величине импульса электродинамической силы, действующей на ускоряемый якорь; η_3 и η_4 – по максимуму увеличению кинетической энергии; η_5 – по максимуму увеличению скорости;

Методика поиска минимума целевой функции. Стратегия нахождения минимума целевой функции m переменных в поисковом пространстве заключается в совместном использовании глобального метода оптимизации, осуществляющего случайный поиск параметров ЭИП в заданном пространстве, предотвращая попадание в локальный экстремум, и локального метода, обеспечивающего стягивание области параметров с глобальным экстремумом до минимальных размеров [10].

Для глобальной оптимизации используем генетические алгоритмы, основанные на механизмах популяционной генетики. Каждому атрибуту объекта в фенотипе соответствует один *ген* в генотипе, представляющий собой битовую строку фиксированной длины. Признак разбивается на тетрады, преобразуемые по коду Грея. При кодировании бинарной строкой из l битов переменной x_k , которая принадлежит отрезку $[x_{\min}, x_{\max}]$, каждая строка s_k обозначает следующее значение переменной x_k :

$$x_k = x_{\min} + s_k(x_{\max} - x_{\min})/2^l, \quad (10)$$

где s_k – значение бинарного числа, кодируемого этой строкой.

Формально генетические алгоритмы можно описать следующим образом:

$$\text{ГА} = (\mathbf{P}^0, m, l, S, Q, f, \xi), \quad (11)$$

где $\mathbf{P}^0 = (a_1^0, \dots, a_m^0)$ – исходная популяция; a_i^0 – решение задачи в виде хромосомы, $i = \overline{1, m}$; m – размер популяции; l – длина каждой хромосомы популяции; S – оператор отбора; Q – отображение, определяющее рекомбинацию (кроссовер, мутация); f – функция оптимальности; ξ – критерий останова.

Работа генетических алгоритмов представляет итерационный процесс, который продолжается до тех пор, пока не выполняется заданное число поколений. \mathbf{P}^0 является случайно сгенерированной начальной популяцией. На каждом поколении реализуется отбор пропорционально приспособленности, операторы кроссовера и мутации. Оператор отбора S порождает промежуточную популяцию \mathbf{R}^t из популяции \mathbf{P}^t посредством отбора и генерации новых копий элементов \mathbf{P}^t : $\mathbf{R}^t = S(\mathbf{P}^t)$. Функция оптимальности f , обеспечивающая обратную связь от результатов оптимизации в течение поколения t , используется для отбора конкурентоспособных индивидуумов популяции.

Отбор производится на основании вероятностей $p_S(a_i^t)$, вычисленных для каждого индивида популяции:

$$p_S(a_i^t) = \frac{f(a_i^t)}{\sum_{j=1}^m f(a_j^t)}. \quad (12)$$

После завершения отбора, выполняются генетические операции: кроссовер и мутация. Обе операции имеют случайный характер (вероятность применения, выбор позиции внутри хромосомы). Соответственно элементу $a_i^t \in \mathbf{R}^t$ выбирается партнер из \mathbf{R}^t для рекомбинации и строится новая хромосома.

Кроссовер с вероятностью p_C и выполняется следующим образом:

- 1) случайный выбор партнеров для скрещивания
- 2)

$$a_1 = (a_{1,1} \dots a_{1,l}) \in \mathbf{R}^t, \quad a_2 = (a_{2,1} \dots a_{2,l}) \in \mathbf{R}^t;$$

- 3) случайный выбор точки кроссовера $x \in \{1, \dots, l-1\}$;
- 4) формирование двух новых индивидуумов
- 5)

$$a'_1 = (a_{1,1} \dots a_{1,x} \ a_{2,x+1} \dots a_{2,l}) \text{ и } a'_2 = (a_{2,1} \dots a_{2,x} \ a_{1,x+1} \dots a_{1,l}).$$

Мутация представляет собой случайное изменение бита:

- 1) случайный выбор с вероятностью p_M позиций $\{x_1, \dots, x_k\} \subseteq \{1, \dots, l\}$ внутри битовой строки $a = (a_1 \dots a_l) \in \mathbf{R}^t$, подверженной мутации;

$$2) \quad a = (a_1 \dots a_{x_1-1} \ \overline{a_{x_1}} \ a_{x_1+1} \dots a_{x_k-1} \ \overline{a_{x_k}} \ a_{x_k+1} \dots a_l), \quad (i = \overline{1, k}).$$

В качестве метода локальной оптимизации для поиска минимума критерия оптимальности $\Phi(\mathbf{X})$, определенного в n -мерном евклидовом пространстве R^n ,

$$\min_{\mathbf{X} \in R^n} \Phi(\mathbf{X}) = \Phi(\mathbf{X}^*) = \Phi^* \quad (13)$$

используется метод Нелдера-Мида, осуществляющий деформацию текущего симплекса при помощи операций: отражения, редукции, сжатия и растяжения.

В результате отражения k -й вершины симплекса с координатами вершин $X_i^r, i \in [1, n+1]$, образуется новый симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_i^r, i \in [1, n+1], i \neq k, X_k^{r+1} = 2X_C^r - X_k^r, \quad (14)$$

$$\text{где } X_C^r = \frac{1}{n} \sum_{i=1, i \neq k}^{n+1} X_i^r \quad (15)$$

– вектор координат центра тяжести остальных вершин симплекса. В результате выполнения редукции вершин симплекса $X_i^r, i \in [1, n+1]$ к вершине X_k получаем новый симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_k^r + \gamma(X_i^r - X_k^r), i \in [1, n+1], i \neq k, X_k^{r+1} = X_k^r, \quad (16)$$

где $\gamma \in (0,1), \gamma \approx 0,5$ – коэффициент редукции.

В результате выполнения операции сжатия симплекса $X_i^r, i \in [1, n+1]$ в направлении $(X_k^r - X_C^r)$ получаем новый симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_k^r, i \in [1, n+1], i \neq k, X_k^{r+1} = X_C^r + \beta(X_k^r - X_C^r), \quad (17)$$

где $\beta \in (0,1), \beta \approx 0,4-0,6$ – коэффициент сжатия, X_C^r – вектор координат центра тяжести остальных вершин симплекса.

В результате выполнения операции растяжения симплекса $X_i^r, i \in [1, n+1]$ в направлении $(X_k^r - X_C^r)$ получаем новый симплекс с координатами вершин

$$X_i^{r+1} = X_i^r, i \in [1, n+1], i \neq k, X_k^{r+1} = X_C^r + \alpha(X_k^r - X_C^r), \quad (18)$$

где $\alpha \approx 2,8-3,0$ – коэффициент растяжения, X_C^r – вектор координат центра тяжести остальных вершин симплекса (15).

Для расчета по методу Нелдера-Мида (симплекс с вершинами $X_i^r, i \in [1, n+1]$ обозначим S^r) используем следующий алгоритм:

1. Задаем начальную точку X^0 , длину ребра симплекса l и полагаем $r = 0$.
2. Находим координаты $X_i^0, i \in [1, n+1]$ всех вершин регулярного симплекса S^0 с длиной ребра l .

Вычисляем значения $\Phi(X_i^r)$ минимизируемой функции во всех вершинах симплекса.

3. Среди вершин симплекса S^r находим вершины $X_{l=kl}^r, X_{h=kh}^r, X_{s=ks}^r$, в которых функция $\Phi(\mathbf{X})$ принимает, соответственно, наименьшее, наибольшее и следующее за максимальным значения, а также находим значения функции $\Phi(\mathbf{X})$ в этих точках:

$$\Phi(X_l^r) = \min_{i \in [1, n+1]} \Phi(X_i^r), \Phi(X_h^r) = \max_{i \in [1, n+1]} \Phi(X_i^r), \Phi(X_s^r) = \max_{i \in [1, n+1], i \neq h} \Phi(X_i^r)$$

4. По формулам (14), (15) выполняем отражение вершину симплекса X_h^r относительно центра тя-

жести остальных вершин симплекса – получаем новый симплекс S^{r+1} . Вычисляем значение $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1})$ минимизируемой функции в новой вершине симплекса.

5. Если условие окончания итераций выполнено, то в качестве значения точки минимума функции $\Phi(\mathbf{X})$ принимаем ту вершину симплекса S^{r+1} , в которой $\Phi(\mathbf{X})$ имеет минимальное значение, и заканчиваем вычисления.

6. Если $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \leq \Phi(\mathbf{X}_h^r)$ и $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \leq \Phi(\mathbf{X}_l^r)$, то переходим к п.7. Если $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \leq \Phi(\mathbf{X}_h^r)$, но $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \geq \Phi(\mathbf{X}_l^r)$, то переходим к п.3. Если $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \geq \Phi(\mathbf{X}_h^r)$, то переходим к п.8.

7. Ситуация $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \leq \Phi(\mathbf{X}_h^r)$ и $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \leq \Phi(\mathbf{X}_l^r)$. По формуле (18) выполняем растяжение симплекса S^{r+1} в направлении $(\mathbf{X}_{kh}^{r+1} - \mathbf{X}_c^{r+1})$ – получаем новый симплекс S^{r+2} . Вычисляем значение минимизируемой функции в новой вершине симплекса \mathbf{X}_{kh}^{r+2} . Если $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+2}) \leq \Phi(\mathbf{X}_l^r)$, то полагаем $r = r + 2$ и переходим к п.3. Иначе полагаем $r = r + 1$ и переходим к п.3 с симплексом S^r .

8. Ситуация $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+1}) \geq \Phi(\mathbf{X}_h^r)$. По формуле (17) выполняем сжатие симплекса S^{r+1} в направлении $(\mathbf{X}_{kh}^{r+1} - \mathbf{X}_c^{r+1})$ – получаем новый симплекс S^{r+2} . Вычисляем значение минимизируемой функции в новой вершине симплекса \mathbf{X}_{kh}^{r+2} . Если $\Phi(\mathbf{X}_{kh}^{r+2}) \leq \Phi(\mathbf{X}_{kl}^r)$, то полагаем $r = r + 2$ и переходим к п.3. Иначе по формуле (16) выполняем редукцию симплекса S^r к вершине $\mathbf{X}_{l=kl}^r$ – получаем новый симплекс S^{r+1} . Вычисляем значение минимизируемой функции во всех новых вершинах симплекса S^{r+1} . Полагаем $r = r + 1$ и переходим к п.3.

Реализация задачи параметрического синтеза. Полагаем, что схема возбуждения, масса ускоряемого элемента P , объем проводника VOL , начальный зазор между обмотками Δ и внутренний диаметр якоря D_{in2} являются заданными. В качестве независимых параметров, входящих в вектор переменных проектирования, выбираются геометрические параметры ЭИП и электрические параметры ЕНЭ: высота индуктора H_1 и якоря H_2 , диаметр проводника d_0 , количество слоев n -ого элемента K_{wn} , коэффициент заполнения k_3 , начальное взаимное аксиальное смещение элементов Δz_0 , емкость C и зарядное напряжение U_0 ЕНЭ.

Для расчетов использованы функциональные зависимости, описывающие электромагнитные, механические и тепловые процессы ЭИП с учетом нелинейных параметров [10]:

$$i_n = f(U_0, C, R_n, L_n, M_{12}, V, t); \quad (19)$$

$$\Delta Z = f(i_n, M_{12}, P, m_2, K_T, \beta_a, \gamma_a, t); \quad (20)$$

$$R_n = f(T_n, \delta^*); \quad (21)$$

$$T_n = f(j_n, \rho_n, c_n, \gamma_n, \lambda_n, k_K \alpha_{Tn}, t), \quad (22)$$

где L_n – индуктивность n -ого элемента; K_T – коэффициент динамического трения; β_a – коэффициент аэродинамического сопротивления; γ_a – плотность среды перемещения; δ^* – эффективная величина скин-слоя; $j_n, c_n, \lambda_n, \rho_n, \alpha_{Tn}$ – соответственно, плотность тока, усредненная удельная теплоемкость, коэффициент теплопроводности, удельное сопротивление, коэффициент теплоотдачи n -ого элемента.

Блок-схема вычислительного алгоритма представлена на рис. 1, на котором показаны: $i=1 \dots m$ – количество возможных решений (размер популяции); $j=1 \dots e$ – количество возможных решений в множестве P_j ; v – размер многогранника; ϵ – пороговое значение размера многогранника; $N=0 \dots in$ – количество шагов операторов Нелдера-Мида.

На базе расчетного алгоритма была разработана компьютерная программа и проведены расчеты эффективности дополнительного ускорения движущихся массивных объектов при помощи ЭИП. Решения задачи является многоэкстремальным. В табл. 1 представлены наиболее эффективные ЭИП, обеспечивающие разгон объекта массой $P=3,5$ кг, движущегося с начальной скоростью V_0 . В таблице, помимо

указанных выше параметров, представлены амплитуда f_{zm} и импульс $FI_{12} = \int_0^t f_z(t, z)dt$ электродинамической силы, воздействующих на якорь, максимальные плотности токов в индукторе j_{1m} и якоре j_{2m} , превышения температуры индуктора $\theta_1 = T_1 - T_0$ и якоря $\theta_2 = T_2 - T_0$.

Представленные варианты ЭИП имеют ЕНЭ с относительно высокими напряжениями $U_0 = 36-95$ кВ, но небольшими емкостями $C = 28-40$ мкФ. Во всех вариантах возбуждение индуктора начинается в положении, когда якорь смещен относительно него по ходу движения на расстояние $\Delta z_0 = 5-8$ мм. За один рабочий импульс возникает существенный нагрев индуктора и якоря, причем у последнего в 2-3 раза сильнее.

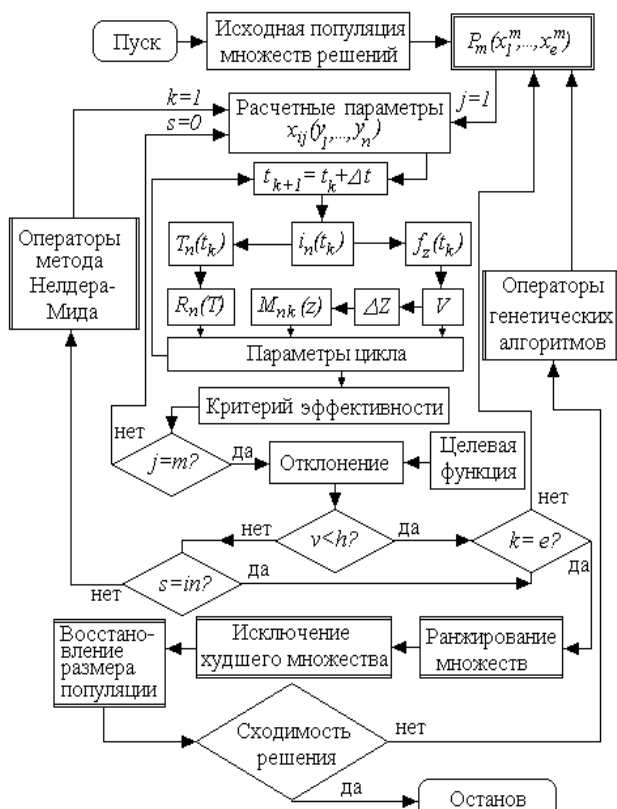


Рисунок 1 – Блок схема расчетного алгоритма

В зависимости от различных параметров можно выявить выраженный экстремум функции эффективности, что необходимо при проектировании и работе ЭИП [11]. На рис. 2 показана топография критерия эффективности ЭИП в зависимости от начального смещения якоря и емкости ЕНЭ при фиксированных остальных параметрах. Как следует из представленных результатов, только при определенном сочетании указанных параметров может быть достигнута эффективность ЭИП, существенно превосходящая эффективность известных преобразователей.

Вариант ЭИП №6, обеспечивающий наибольшую эффективность работы свыше 90% (глобальный экстремум), имеет следующие основные геометрические параметры: $D_{ex1} = 0,103$ м, $D_{in1} = 0,083$, $H_1 = 0,110$, $D_{ex2} = 0,082$ м, $D_{in2} = 0,070$, $H_1 = 0,108$, $d_0 = 3,8$ мм. В момент подключения индуктора к ЕНЭ его коэффициент магнитной связи с якорем высок и составляет $K_M = 0,993$. Из всех представленных вариантов у него наименьшее напряжение ЭНЭ $U_0 = 25,82$ кВ, наименьшие значения амплитуды $f_{zm} = 792,5$ кН и импульса $FI_{12} = 57,6$ Нс электродинамической силы, плотности токов и нагрева индуктора и якоря.

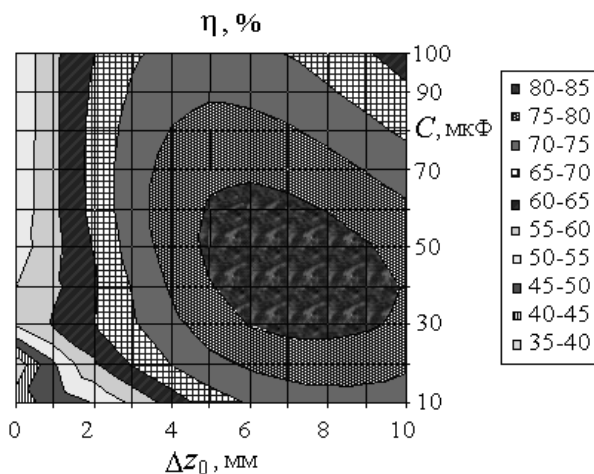


Рисунок 2 – Топография критерия эффективности ЭИП в зависимости от начального смещения якоря и емкости ЕНЭ

Таблиця 1

№ п/п	V_0 , м/с	C , мкФ	U_0 , кВ	Δz_0 , мм	f_{zm} , кГц	FI_{12} , Нс	η , %	j_{1m} , кА/мм ²	j_{2m} , кА/мм ²	θ_1 , К	θ_2 , К
1	150	32	63,25	5	4407,6	285,5	85,25	6,05	10,34	12,0	25,9
2	150	30	57,74	5	3703,6	246,3	86,27	5,52	9,46	10,0	21,9
3	150	28	51,64	6	2746,9	204,4	87,29	4,44	7,55	7,6	16,2
4	150	31	44,72	6	2075,8	159,4	88,32	3,86	6,57	5,6	12,4
5	150	29	36,51	5	1519,3	110,1	88,74	3,52	6,03	3,9	9,1
6	150	27	25,82	6	702,5	57,6	90,75	2,25	3,83	1,9	4,3
7	100	39	38,73	7	2281,0	206,5	84,34	3,96	6,73	5,8	15,5
8	100	20	94,87	8	8358,0	499,9	83,87	7,43	12,62	16,6	39,1

На рис. 3 представленны электромеханические и энергетические характеристики ЭИП №6, из которых можно сделать следующие выводы. Ток в индукторе и якоре, при использовании схемы возбуждения со свободным колебанием тока индуктора имеют выраженный негармонический характер: короткий, но сильный начальный импульс и последующий импульс противоположной полярности со значительно большей длительностью и меньшей амплитудой. Но поскольку токи находятся практически все время в противофазе, на якорь действует электродинамическая сила f_z одной полярности с двумя выраженными максимумами. Указанный характер силы обуславливает резкий начальный рост кинетической энергии ΔW_{kin} якоря с массивным элементом и более плавный последующий подъем. Таким образом, от момента включения ЭИП перемещение якоря с массивным объектом Δz имеет возрастающий характер, вызванный как начальной, так и приобретенной скоростями.

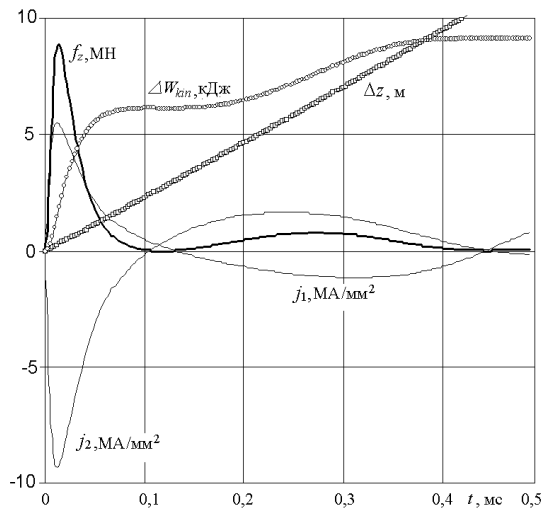


Рисунок 3 – Электромеханические и энергетические характеристики ЭИП №6

Вывод. Предложено для дополнительного ускорения движущихся массивных объектов использовать электромеханический индукционный преобразователь. Разработана методика выбора параметров высокоэффективного преобразователя, основанная на нахождении минимума целевой функции в поисковом пространстве при совместном использовании глобального метода оптимизации, осуществляющего случайный поиск параметров преобразователя в заданном пространстве, и локального метода, обеспечивающего стягивание области параметров с глобальным экстремумом до минимальных размеров. Для глобальной оптимизации использованы генетические алгоритмы, а в качестве метода локальной оптимизации используется метод Нелдера-Мида, осуществляющий деформацию текущего симплекса.

Установлены общие закономерности наиболее эффективных вариантов преобразователей и показано, что их эффективность существенно выше, чем у известных преобразователей.

Литература

1. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L. et al. Improved performance of linear induction launchers // IEEE Trans. Magnetics. – 2005. – Vol. 41, № 1. – P. 171–175.

2. Chemerys V.T., Bolyukh V.F. Prospectives of new coilgun design development // Артиллерийское и стрелковое вооружение. – 2008. – № 3. – С. 44–52.
3. Чемерис В.Т., Машталир В.В., Гусак Ю.А. Простой алгоритм для расчета индукционного ускорения электропроводящих тел в метательном устройстве // Артиллерийское и стрелковое вооружение. – 2008. – № 4. – С. 40–49.
4. Карпухин В.Ф. Особенности схемы встречного метания заготовок при магнитно-импульсной сварке // Труды междунар. науч.техн. конф. Магнитно-импульсная обработка материалов. Пути совершенствования и развития. – Самара: Изд. учеб. лит. – 2007. – С. 99–103.
5. Татмышевский К.В., Семенович М.Л., Козлов С.А. Магнитно-импульсные метательные установки для проведения ударных испытаний взрывательных устройств боеприпасов и средств бронезащиты // Известия РАН. – 2005. №4. – С. 22–31.
6. Татмышевский К.В., Марычев С.Н., Козлов С.А. Магнитно-импульсные метательные средства поражения для систем активной защиты объектов особой важности // Современные технологии безопасности. – 2005. № 4. – С. 8–11.
7. Lipinski R.S., Beard S., Bover J. Space application for contactless coilguns //IEEE Trans. Magnetics. – 1993. – Vol. 29, № 1. – P. 691–695.
8. Коритченко К.В., Кочерга А.Г., Болюх В.Ф. Система електродинамічного прискорення бронейних снарядів до танкової гармати // Збірка тез доповідей 3 Всеукраїнської наук.-техн. конф. «Перспективи розвитку озброєння та військової техніки сухопутних військ». – Львів, 13–14 квітня 2010. – Київ: Академія сухопутних військ. – С.86.
9. Болюх В.Ф., Корытченко К.В., Кочерга А.Г. Индукционно-динамическое ускорение массивных объектов, обладающих начальной скоростью // Електротехніка і електромеханіка.– 2010. – №6. – С. 8–12.
10. Болюх В.Ф., Марков А.М., Лучук В.Ф., Щукин И.С. Синтез параметров высокоэффективного электромеханического преобразователя ударного действия // Технічна електродинаміка. Тем. випуск: Проблеми сучасної електротехніки. – 2008. – Ч. 2. – С. 63–68.
11. Чемерис В.Т., Болюх В.Ф., Машталир В.В. О возможности применения в минометах калибра 82 мм индукционного способа метания мин // Артиллерийское и стрелковое вооружение.– 2010.– № 2.– С. 50–58.

Bibliography (transliterated)

1. Balicki A., Zabar Z., Birenbaum L. et al. Improved performance of linear induction launchers IEEE Trans. Magnetics. – 2005. – Vol. 41, # 1. – P. 171–175.
2. Chemerys V.T., Bolyukh V.F. Prospectives of new coilgun design development Artillerijskoe i strelkovoje vooruzhenie. – 2008. – # 3. – p. 44–52.
3. Chemeris V.T., Mashtalir V.V., Gusak Ju.A. Prostoij algoritm dlja rascheta indukcionnogo uskore-nija jelektroprovodjashhijh tel v metatel'nom ustrojstve Artillerijskoe i strelkovoje vooruzhenie. – 2008. – # 4. – p. 40–49.
4. Karpuhin V.F. Osobennosti shemy vstrechnogo metanija zagotovok pri magnitno-impul'snoj svar-ke Trudy mezhhdun. nauch.tehn. konf. Magnitno-impul'snaja obrabotka materialov. Puti sovershenstvovanija i razvitija. – Samara: Izd. ucheb. lit. – 2007. – p. 99–103.
5. Tatmyshevskij K.V., Semenovich M.L., Kozlov S.A. Magnitno-impul'snye metatel'nye ustanovki dlja provedenija udarnyh ispytanj vzryvatel'nyh ustrojstv boepripasov i sredstv bronzashhity Izvestija RARAN. – 2005. #4. – p. 22–31.
6. Tatmyshevskij K.V., Marychev S.N., Kozlov S.A. Magnitno-impul'snye metatel'nye sredstva po-razhenija dlja sistem aktivnoj zashhity ob"ektov osoboj vazhnosti Sovremennye tehnologii bezopasno-sti. – 2005. # 4. – p. 8–11.
7. Lipinski R.S., Beard S., Bover J. Space application for contactless coilguns IEEE Trans. Magnetics. – 1993. – Vol. 29, # 1. – P. 691–695.
8. Koritchenko K.V., Kocherga A.G., Boljuh V.F. Sistema elektrodinamichnogo priskorennja bronebijnih snarjadiv do tankovoї garmati Zbirka tez dopovidej 3 Vseukraїns'koї nauk.-tehn. konf. «Perspektivi rozvitku ozbroennja ta vijs'kovoї tehniky suhoputnih vijs'k». – L'viv, 13–14 kvitnja 2010. – Kiїv: Akademija suhoputnih vijs'k. – p.86.
9. Boljuh V.F., Korytchenko K.V., Kocherga A.G. Indukcionno-dinamicheskoe uskorenie massivnyh ob"ektov, obladajushhijh nachal'noj skorost'ju Elektrotehnika i elektromehanika.– 2010. – #6. – p. 8–12.
10. Boljuh V.F., Markov A.M., Luchuk V.F., Shhukin I.S. Sintez parametrov vysokojeffektivnogo jelektromehaničeskogo preobrazovatelja udarnogo dejstvija Tehnichna elektrodinamika. Tem. vipusk: Problemi suchasnoї elektrotehniki. – 2008. – Ch. 2. – p. 63–68.

11. Chemeris V.T., Boljuh V.F., Mashtalir V.V. O vozmozhnosti primenenija v minometah kalibra 82 mm indukcionnogo sposoba metanija min Artillerijskoe i strelkovoje vooruzhenie.– 2010.– # 2.– S. 50–58.

УДК 621.31:629.7

Болюх В.Ф., Корытченко К.В., Кочерга А.Г.

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ДОПОЛНИТЕЛЬНОГО УСКОРЕНИЯ ДВИЖУЩИХСЯ МАССИВНЫХ ОБЪЕКТОВ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМ ИНДУКЦИОННЫМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕМ

Предложено для дополнительного ускорения движущихся массивных объектов использовать электромеханический индукционный преобразователь. Разработана методика выбора параметров высокоэффективного преобразователя, основанная на нахождении минимума целевой функции в поисковом пространстве при совместном использовании глобального и локального методов оптимизации. Для глобальной оптимизации использованы генетические алгоритмы, а в качестве метода локальной оптимизации используется метод Нелдера-Мида, осуществляющий деформацию текущего симплекса. Установлены общие закономерности наиболее эффективных вариантов преобразователей и показано, что их эффективность существенно выше, чем у известных преобразователей.

Bolyukh V.F., Korutchenko K.V., Kocherga A.G.

EFFICACY OF ADDITIONAL ACCELERATION FOR OF MOVING MASSIVE SUBJECT BY INDUCTIVE ELECTROMECHANICAL CONVERTER

The electromechanical induction converter for additional acceleration of moving massive objects is offered to use. The method for selection parameters of the highly effective converter, based on determination of minimum of objective function in search space combined with using global and local optimization methods is developed. For global optimization genetic algorithms are used, and as a method of local optimization Nidler-Mid's method which is carrying out deformation of the current simplex is used. The general laws of the most effective variants of converters are established and it is shown, that their efficiency is much higher, than at known converters.

УДК 66.045.01

Арсеньєва О.П., Демирский А.В., Хавин Г.Л.

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ДВУХСТУПЕНЧАТЫХ ПЛАСТИНЧАТЫХ ПОДОГРЕВАТЕЛЕЙ

В различных отраслях промышленности имеется достаточное количество приложений, где находят свое применение последовательно установленные подогреватели (в две и более ступеней). В большинстве случаев это связано с применением греющего теплоносителя различного температурного потенциала (утилизация тепла) для разных ступеней, трудностями технического решения при установке одного теплообменника, необходимостью резервирования в технологическом процессе и т.п. Установка двух и более подогревателей одного технологического потока требует оптимального распределения тепловой нагрузки между аппаратами, которое определяется выбором промежуточной температуры.

Подвляющее большинство решений такой задачи сводится к выбору промежуточной температуры t_{12} (рис. 1), которая обеспечивает минимальную суммарную поверхность теплообменников. Принципиально такая постановка должна совпадать с требованием минимальной стоимости обоих аппаратов или минимальных капитальных затрат на установку теплообменников. Однако для пластинчатых теплообменников это не совсем так, потому что на одну и ту же тепловую нагрузку теплообменник меньшего типоразмера с большей площадью теплопередающей поверхности может стоить меньше, чем теплообменник большего типоразмера с меньшей площадью теплопередающей поверхности. Это связано со стоимостью несущей конструкции аппарата (неподвижной и прижимной плит, несущей и направляющей балок, стяжных болтов и т.п.) и стоимостью пластин, которая возрастает с увеличением типоразмера пластинчатого аппарата [1].

Кроме того постановка задачи оптимизации по минимуму суммарной площади или стоимости включает в себя только капитальные затраты, игнорируя при этом эксплуатационные расходы в процессе работы подогревателей. В настоящее время, когда стоимость эксплуатационных расходов резко возросла, их неучет может привести к значительному перерасходу средств в процессе работы теплообменников. Таким образом задача оптимизации (расчета) двух и более аппаратов установленных последовательно кроме обеспечения минимума капитальных затрат должна включать в себя и минимизацию эксплуатационных издержек. В настоящей работе предложен расчет подогревателей из критерия минимума приведенных затрат.

В работе [2] получено аналитическое соотношение для определения оптимальной величины допустимых потерь давления при проектировании пластинчатого теплообменного аппарата, исходя из критерия минимума приведенных затрат. Применим полученное решение для одного теплообменника к системе двух подогревателей. Задаются следующие технические условия для задачи подбора пластинчатого теплообменника, рис. 1.

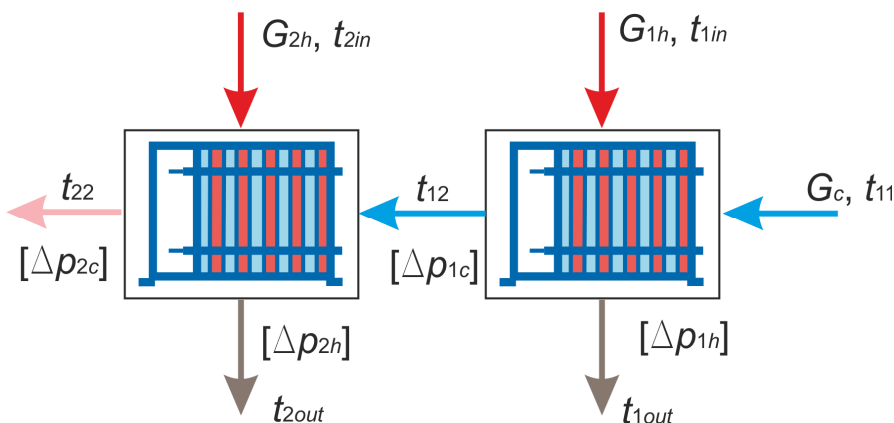


Рисунок 1 – Тепловые и гидравлические параметры для расчета системы двух последовательно установленных теплообменных аппаратов

где $G_{1h}, t_{1in}, t_{1out}, G_{2h}, t_{2in}, t_{2out}$ – расход (например, массовый в кг/ч), входная и выходная температура греющего теплоносителя 1-го и 2-го теплообменника соответственно, °C; $G_c, t_{11}, t_{12}, t_{22}$ – расход, вход-

ная, промежуточная и выходная температура нагреваемого теплоносителя; $[\Delta p_{1h}]$, $[\Delta p_{2h}]$, $[\Delta p_{1c}]$, $[\Delta p_{2c}]$ – допустимые потери давления при прокачивании через теплообменники греющего и нагреваемого теплоносителей, кПа, которые должны подчиняться неравенству

$$[\Delta p_{i \min}] \leq [\Delta p_i] \leq [\Delta p_{i \max}], \quad i=1,2. \quad (1)$$

В неравенстве (1) $[\Delta p_{i \min}]$ – минимально допустимые потери давления, которые, как правило, зависят от величины минимальной скорости теплоносителя в каналах теплообменника, обеспечивающей его работоспособность, например, минимальное загрязнение теплопередающей поверхности пластины; $[\Delta p_{i \max}]$ – максимально допустимые потери давления, которые зависят от мощности установленного насосного оборудования.

Задача расчета теплообменника заключается в определении минимальной поверхности теплообмена, удовлетворяющей заданным техническим условиям по передаче тепла и условиям по потерям давления. При этом именно величина допустимых потерь давления зачастую определяет поверхность теплообмена проектируемого пластинчатого аппарата и, одновременно, определяет мощность насосов обеспечивающих подачу теплоносителей. С экономической точки зрения, стоимость теплообменника относят к капитальным затратам, а стоимость прокачивания теплоносителей – к эксплуатационным. В работе [2] сформулирована задача минимизации приведенных затрат C_{mc} , грн, при модернизации или проектировании теплообменного узла с установкой одного теплообменника, которая для случая двух аппаратов установленных последовательно может быть представлена в виде

$$C_{mc} = C_{1mc} + C_{2mc} = (C_{1tr} + C_{1use} + E_1 \cdot C_{1he}) + (C_{2tr} + C_{2use} + E_2 \cdot C_{2he}), \quad (2)$$

где C_{tr} – транспортные расходы или стоимость прокачивания греющего и нагреваемого теплоносителей через аппарат в течение предполагаемого срока эксплуатации, грн; C_{use} – эксплуатационные расходы на поддержание работоспособности теплового узла, грн; C_{he} – стоимость пластинчатого теплообменника с учетом налога на добавленную стоимость, доставкой, установкой и обвязкой, грн; E – нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений, который обычно трактуется как величина обратная нормативному сроку окупаемости внедряемого оборудования; здесь и далее индекс 1 относится к первому теплообменному аппарату, индекс 2 ко второму, индексы h и c соответствуют греющему и нагреваемому теплоносителю. В каждом конкретном случае коэффициент E в расчетах может принимать свое значение, как правило, эта величина берется равной 0,25–0,15, что соответствует сроку окупаемости от 4 до 6,7 лет.

В общем случае задача может быть сформулирована следующим образом. Необходимо определить такие значения задаваемых допустимых потерь давления, например по нагреваемой стороне, $[\Delta p_{1c}]$, $[\Delta p_{2c}]$ и температуры t_{12} между теплообменниками, которые обеспечивают минимум приведенных затрат (2).

Согласно [2] общее выражение для приведенных затрат проектируемого пластинчатого теплообменника имеет вид

$$C_{mc} = \left[\frac{V_h}{\eta_h} \cdot \left([\Delta p_c] \cdot \left(\frac{\mu_c}{\mu_h} \right)^{-m} \cdot \left(\frac{\rho_h}{\rho_c} \right)^{1-m} \cdot \left(\frac{V_h}{V_c} \right)^{2-m} + \Delta p_{ph} \right) + \frac{V_c}{\eta_c} \cdot ([\Delta p_c] + \Delta p_{pc}) \right] \cdot h_{our} \cdot c_{ee} + (A_m + E) \cdot \left[C_{frame} + C_{pl} \cdot \left(\frac{2V_c \cdot [\Delta p_c]^{\frac{1}{2-m}}}{f_{ch} \cdot K_c} + 1 \right) \right], \quad (3)$$

где C_{frame} – стоимость рамы пластинчатого аппарата, включающая в себя стоимость неподвижной и подвижной плит, несущей и опорной балок, комплекта стяжных болтов и другие принадлежности. В общем случае стоимость рамы теплообменника C_{frame} зависит от количества пластин, так как чем больше пластин, тем длиннее несущая и опорная балка, стяжные болты, однако этой разницей в стоимости будем

пренебрегать, ориентируясь на некоторую среднюю величину. Величина C_{pl} – стоимость одной пластины (с прокладкой) данного типоразмера, установленной в аппарате; c_{ee} – стоимость 1 кВт·ч электроэнергии; A_m – коэффициент амортизационных отчислений, который принимается как доля от стоимости аппарата в целом; V_h, V_c – объемный расход теплоносителей через теплообменник, м³/с; f_{ch} – площадь поперечного сечения канала, образуемая двумя смежными пластинами, м²; ρ_h, ρ_c – средняя плотность греющего и нагреваемого теплоносителей, кг/м³; μ_h, μ_c – средняя динамическая вязкость теплоносителей, П·с; η_h, η_c – КПД насосов по стороне греющего и нагреваемого теплоносителей; h_{our} – общее число часов работы насосного оборудования; $\Delta p_{ph}, \Delta p_{pc}$ – потери давления, Па, в присоединениях и коллекторе аппарата; $[\Delta p_c]$ – допустимые потери давления в пакете пластин теплообменника по нагреваемой стороне, Па, величина K_c вычисляется по формуле

$$K_c = \left[B \cdot \left(\frac{d_{ekv}}{V_c} \right)^{-m} \cdot \frac{\rho_c \cdot l_{pr}}{2 \cdot d_{ekv}} \right]^{\frac{1}{2-m}},$$

где ρ – средняя плотность теплоносителя, кг/м³; l_{pr} – приведенная длина пластины, м, равная отношению площади теплопередающей поверхности пластины f_{pl} к ее ширине b ; d_{ekv} – эквивалентный диаметр, м, который принимается равным двум высотам гофры. B, m – постоянные, которые входят в выражение $\zeta = B \cdot Re^{-m}$ для коэффициента гидравлического трения ζ , и являющиеся функцией геометрических параметров пластины (гофрировки); $Re = w \cdot d_{ekv} / \nu$ – число Рейнольдса, ν – кинематическая вязкость, м²/с; w – средняя скорость в канале, м/с.

Общая тепловая нагрузка Q , кВт, является суммой тепловых нагрузок двух аппаратов Q_1 и Q_2 . Уравнения теплового баланса можно записать в следующем виде

$$Q_1 = G_{1h} \cdot c_{p1h} \cdot (t_{1in} - t_{1out}) = G_c \cdot c_{p1c} \cdot (t_{12} - t_{11});$$

$$Q_2 = G_{2h} \cdot c_{p2h} \cdot (t_{2in} - t_{2out}) = G_c \cdot c_{p2c} \cdot (t_{22} - t_{12}),$$

где c_p – средняя удельная теплоемкость, КДж/(кг·К). Преобразуем уравнения теплового баланса к виду

$$\frac{G_{1h}}{G_c} = \frac{(t_{12} - t_{11})}{(t_{1in} - t_{1out})} \cdot \frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \quad \text{или} \quad \frac{V_{1h}}{V_c} = \frac{(t_{12} - t_{11})}{(t_{1in} - t_{1out})} \cdot \frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \cdot \frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \quad \text{или} \quad V_{1h} = V_c \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right);$$

$$\frac{G_{2h}}{G_c} = \frac{(t_{22} - t_{12})}{(t_{2in} - t_{2out})} \cdot \frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \quad \text{или} \quad \frac{V_{2h}}{V_c} = \frac{(t_{22} - t_{12})}{(t_{2in} - t_{2out})} \cdot \frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \cdot \frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \quad \text{или} \quad V_{2h} = V_c \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right).$$

Потери давления в присоединениях и коллекторе аппарата, рассчитываются по формуле

$$\Delta p_p = \zeta_{port} \cdot \frac{\rho w_p^2}{2},$$

где w_p – скорость теплоносителя в коллекторе и присоединениях теплообменника, м/с, которая вычисляется по формуле $w_p = V / (\pi \cdot d_{port}^2 / 4)$, d_{port} – диаметр входного присоединения, м; ζ_{port} – коэффициент гидравлического сопротивления в коллекторе и присоединениях. В большинстве литературных источников эту величину рекомендуется принимать равной $\zeta_{port} = 1,5$.

С учетом (4) скорости в коллекторах по стороне греющего теплоносителя могут быть записаны в виде

$$w_{p1h} = \frac{V_{1h}}{\pi \cdot d_{port}^2 / 4} = \frac{4 \cdot V_c}{\pi \cdot d_{port}^2} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right);$$

$$w_{p2h} = \frac{V_{2h}}{\pi \cdot d_{port}^2 / 4} = \frac{4 \cdot V_c}{\pi \cdot d_{port}^2} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right).$$

Тогда потери в портах и коллекторе в соотношении (3) можно представить следующим образом

$$\Delta p_{p1h} = \zeta_{port} \cdot \frac{8 \cdot \rho_{1h} \cdot V_c^2}{\pi^2 \cdot d_{port}^4} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^2 \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right)^2;$$

$$\Delta p_{p2h} = \zeta_{port} \cdot \frac{8 \cdot \rho_{2h} \cdot V_c^2}{\pi^2 \cdot d_{port}^4} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^2 \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right)^2.$$

Приведенные затраты двух последовательно установленных пластинчатых теплообменных аппаратов равны сумме приведенных затрат на каждый из теплообменников

$$C_{mc} = C_{1mc} + C_{2mc},$$

где с учетом (4) и (5) выражения для приведенных затрат C_{1mc} , C_{2mc} имеют вид

$$C_{1mc} = \left[\frac{V_c}{\eta_{1h}} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right) \cdot \{ [\Delta p_{1c}] \cdot \left(\frac{\mu_{1c}}{\mu_{1h}} \right)^{-m} \cdot \left(\frac{\rho_{1h}}{\rho_{1c}} \right)^{1-m} \times \right. \\ \left. \left(\left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right) \right)^{2-m} + \zeta_{port} \cdot \frac{8 \cdot \rho_{1h} \cdot V_c^2}{\pi^2 d_{port}^4} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^2 \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right)^2 \right] + \\ \frac{V_c}{\eta_c} \cdot ([\Delta p_{1c}] + \Delta p_{p1c}) \cdot h_{our} \cdot c_{ee} + (A_m + E) \cdot \left[C_{frame} + C_{pl} \cdot \left(\frac{2V_c \cdot [\Delta p_{1c}]^{\frac{1}{2-m}}}{f_{ch} \cdot K_{1c}} + 1 \right) \right];$$

$$C_{2mc} = \left[\frac{V_c}{\eta_{2h}} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right) \cdot \{ [\Delta p_{2c}] \cdot \left(\frac{\mu_{2c}}{\mu_{2h}} \right)^{-m} \cdot \left(\frac{\rho_{2h}}{\rho_{2c}} \right)^{1-m} \times \right. \\ \left. \left(\left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right) \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right) \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right) \right)^{2-m} + \zeta_{port} \cdot \frac{8 \cdot \rho_{2h} \cdot V_c^2}{\pi^2 d_{port}^4} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^2 \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right)^2 \right] + \\ \frac{V_c}{\eta_c} \cdot ([\Delta p_{2c}] + \Delta p_{p2c}) \cdot h_{our} \cdot c_{ee} + (A_m + E) \cdot \left[C_{frame} + C_{pl} \cdot \left(\frac{2V_c \cdot [\Delta p_{2c}]^{\frac{1}{2-m}}}{f_{ch} \cdot K_{2c}} + 1 \right) \right].$$

Считается, что теплообменники одного типоразмера, коэффициент амортизационных отчислений и срок окупаемости принят одинаковым.

Оптимальные значения допустимых потерь давления и промежуточной температуры определяются из равенства нулю первой производной приведенных затрат (6), а именно:

$$\begin{aligned} \frac{\partial C_{mc}}{\partial [\Delta p_{1c}]} &= 0; \\ \frac{\partial C_{mc}}{\partial [\Delta p_{2c}]} &= 0; \\ \frac{\partial C_{mc}}{\partial t_{12}} &= 0. \end{aligned} \quad (8)$$

Решение системы нелинейных уравнений (8) даст нам величины $[\Delta p_{1c}]$, $[\Delta p_{2c}]$, t_{12} , минимизирующих установку теплообменников по критерию приведенных затрат. После определения этих величин необходимо рассчитать каждый теплообменник с полученными исходными значениями температурных параметров и потерь давления.

Система (8) с учетом (7) может быть представлена в виде:

$$\begin{aligned} [\Delta p_{1c}] &= \left(- \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^{3-m} \cdot \varphi_{11} - \varphi_{12} \right)^{\frac{m-2}{3-m}}, \\ [\Delta p_{2c}] &= \left(- \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^{3-m} \cdot \varphi_{21} - \varphi_{22} \right)^{\frac{m-2}{3-m}}, \\ [\Delta p_{1c}] \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^{2-m} \cdot \psi_{11} + \psi_{12} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^2 &= \\ = [\Delta p_{2c}] \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^{2-m} \cdot \psi_{21} + \psi_{22} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^2, \end{aligned} \quad (9)$$

где

$$\begin{aligned} \varphi_{11} &= \left(\frac{V_c}{\eta_{1h}} \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right)^{3-m} \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\mu_{1c}}{\mu_{1h}} \right)^{-m} \cdot h_{our} \cdot c_{ee} \cdot \frac{m-2}{C_{pl} \cdot K_{1cap}} \right); & \varphi_{12} &= \left(\frac{V_c \cdot h_{our} \cdot c_{ee} \cdot (m-2)}{C_{pl} \cdot K_{1cap} \cdot \eta_c} \right); \\ \varphi_{21} &= \left(\frac{V_c}{\eta_{2h}} \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right)^{3-m} \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\mu_{2c}}{\mu_{2h}} \right)^{-m} \cdot h_{our} \cdot c_{ee} \cdot \frac{m-2}{C_{pl} \cdot K_{2cap}} \right); & \varphi_{22} &= \left(\frac{V_c \cdot h_{our} \cdot c_{ee} \cdot (m-2)}{C_{pl} \cdot K_{2cap} \cdot \eta_c} \right); \end{aligned}$$

$$K_{1cap} = \frac{(A_m + E) \cdot 2V_c}{f_{ch} \cdot K_{1c}}, \quad K_{1c} = \left[B \cdot \left(\frac{d_{ekv}}{v_{1c}} \right)^{-m} \cdot \frac{\rho_{1c} \cdot l_{pr}}{2 \cdot d_{ekv}} \right]^{\frac{1}{2-m}};$$

$$K_{2cap} = \frac{(A_m + E) \cdot 2V_c}{f_{ch} \cdot K_{2c}}, \quad K_{2c} = \left[B \cdot \left(\frac{d_{ekv}}{V_{2c}} \right)^{-m} \cdot \frac{\rho_{2c} \cdot l_{pr}}{2 \cdot d_{ekv}} \right]^{\frac{1}{2-m}};$$

$$\psi_{11} = \left(\frac{\mu_{1c}}{\mu_{1h}} \right)^{-m} \cdot \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right)^{2-m} \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right) \cdot \left(\frac{1}{t_{1in} - t_{1out}} + (2-m) \right);$$

$$\psi_{12} = \left(\frac{c_{p1c}}{c_{p1h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{1c}}{\rho_{1h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{8 \cdot \xi_{port}}{\pi^2 d_{port}^4} \cdot \rho_{1h} \cdot V_c^2 \right) \cdot \left(\frac{1}{t_{1in} - t_{1out}} + 2 \right);$$

$$\psi_{21} = \left(\frac{\mu_{2c}}{\mu_{2h}} \right)^{-m} \cdot \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right)^{2-m} \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right) \cdot \left(\frac{1}{t_{2in} - t_{2out}} + (2-m) \right);$$

$$\psi_{22} = \left(\frac{c_{p2c}}{c_{p2h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{\rho_{2c}}{\rho_{2h}} \right)^2 \cdot \left(\frac{8 \cdot \xi_{port}}{\pi^2 d_{port}^4} \cdot \rho_{2h} \cdot V_c^2 \right) \cdot \left(\frac{1}{t_{2in} - t_{2out}} + 2 \right).$$

Подставляя первое и второе уравнение из системы (9) в третье получим

$$\left(- \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^{3-m} \cdot \varphi_{11} - \varphi_{12} \right)^{\frac{m-2}{3-m}} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^{2-m} \cdot \psi_{11} + \psi_{12} \cdot \left(\frac{t_{12} - t_{11}}{t_{1in} - t_{1out}} \right)^2 =$$

$$\left(- \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^{3-m} \cdot \varphi_{21} - \varphi_{22} \right)^{\frac{m-2}{3-m}} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^{2-m} \cdot \psi_{21} + \psi_{22} \cdot \left(\frac{t_{22} - t_{12}}{t_{2in} - t_{2out}} \right)^2. \quad (10)$$

Численное решение трансцендентного уравнения (10) позволяет получить оптимальное значение температуры между теплообменниками t_{12} и далее допустимые значения потерь давления $[\Delta p_{1c}]$, $[\Delta p_{2c}]$.

В качестве примера, демонстрирующего предложенную методику, рассмотрим расчет пластинчатых подогревателей сахарного сока, с использованием конденсата в качестве греющего теплоносителя. Исходные данные для расчета принимались следующими (рис. 1): $G_c = 300000$ кг/ч сахарного сока, $t_{11} = 82$ °C, $t_{22} = 94$ °C, $t_{1in} = 98$ °C, $t_{2in} = 112$ °C, $t_{1out} = 83,8$ °C, $t_{2out} = 92$ °C.

Внутренним ограничением для данной конкретной задачи является тот факт, что при расчете теплообменника потери давления по стороне сахарного сока должны быть не менее 35 кПа [2]. На эти позиции будем проектировать пластинчатые теплообменники М15М производства «Альфа Лаваль», геометрические параметры которого приведены в [2]

В качестве данных для расчета эксплуатационных затрат примем: время работы аппарата круглосуточное (24 ч); время работы в году – 120 суток; стоимость 1 кВт·ч электроэнергии – 0,68 грн, КПД насосов – 70 %. Значения расчетных теплофизических и гидравлических величин представлены в табл. 1.

Подставляя заданные значения в уравнение (10) после численного решения получим $t_{12} = 86$ °C, потери давления $[\Delta p_{1c}] = 58,5$ и $[\Delta p_{2c}] = 56,9$ кПа. Потери давления стороне нагреваемого сока в присоединениях и коллекторах для условий данной задачи по равны 4,3 для первого теплообменника и 2,8 кПа для второго. Общие рекомендуемые к расчету допустимые потери давления по стороне сока равны ~ 60 кПа.

Таблиця 1 – Значения расчетных теплофизических и гидравлических величин для первого – 1 и второго – 2 теплообменников по ходу движения нагреваемого теплоносителя

Теплоноситель	c_p , кДж/(кг·К)		$\mu \cdot 10^3$, кг/(м·с)		ρ , кг/м ³	
	1	2	1	2	1	2
Греющий	4,192	4,205	0,3208	0,2865	966,6	959,9
Нагреваемый	3,956	3,966	0,7699	0,7174	1038	1035

На рис. 2 представлена зависимость эксплуатационных, капитальных и приведенных затрат для описанной выше задачи, как функции от задаваемых допустимых потерь давления по стороне сока $[\Delta p_{1c}]$ и $[\Delta p_{2c}]$, при значениях $A_m = 0,025$ и $E = 0,25$. Из рисунка можно увидеть, что минимум общих приведенных затрат соответствует допустимым потерям давления ~ 60 кПа.

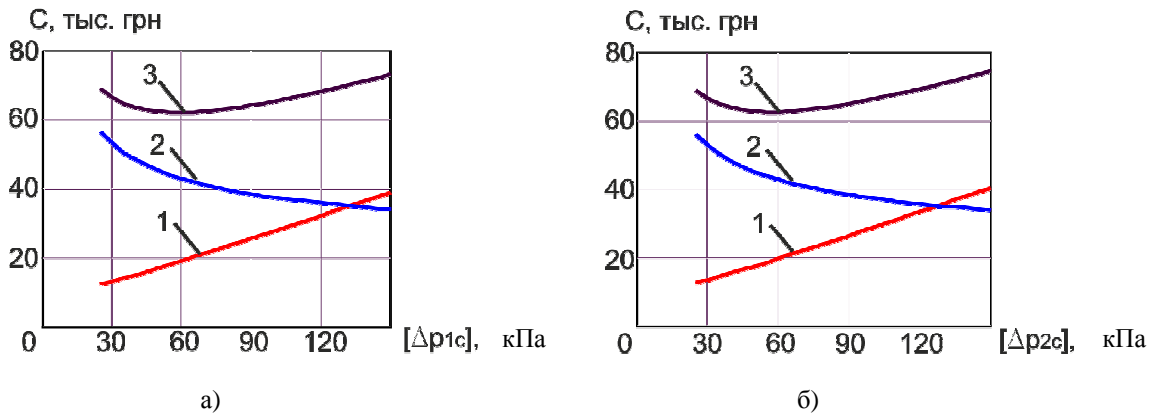


Рисунок 2 – Зависимость приведенных затрат от величины допустимых потерь давления для первого теплообменника – а) и второго – б): 1 – эксплуатационные затраты; 2 – капитальные затраты; 3 – общие приведенные затраты

На рис. 3 представлена зависимость суммарных приведенных затрат на два теплообменника от допустимых потерь давления. Анализ кривых показывает, что эксплуатационные и капитальные затраты на теплообменники практически одинаковы и их минимальное значение приходится на проектирование аппаратов при допустимых потерях давления 60 кПа на каждом аппарате.

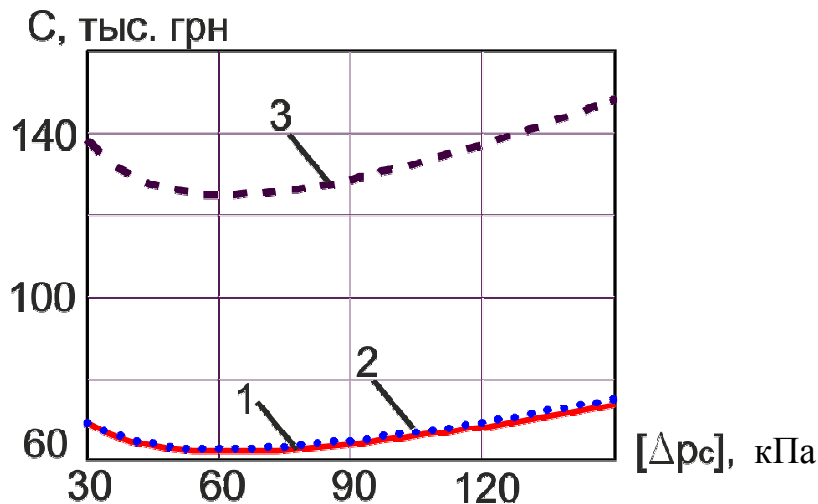


Рисунок 3 – Зависимость суммарных приведенных затрат на два аппарата от величины допустимых потерь давления: 1 – эксплуатационные затраты (сплошная); 2 – капитальные затраты (точечная); 3 – общие приведенные затраты (штриховая)

На рис. 4 показана залежність загальних приведенних витрат від температури між двома теплообмінними апаратами. З представлених результатів випливає, що загальна сума витрат в даному прикладі несуттєво залежить від температури між апаратами при оптимальних втратах тиску. Різниця, наприклад, між вартістю при температурі 86 і 88 °С становить не більше 0,6 %.

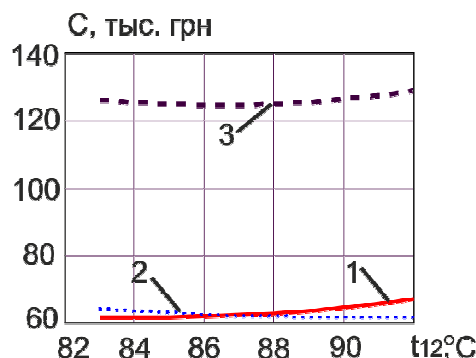


Рисунок 4 – Залежність загальних приведенних витрат від температури між двома теплообмінними апаратами: 1 – операційні витрати (сплошна); 2 – капітальні витрати (точечна); 3 – загальні приведенні витрати (штрихова)

Таким чином, отримано аналітичне співвідношення для визначення оптимальної величини допустимих втрат тиску та оптимального значення температури між двома послідовно встановленими теплообмінниками виходячи з критерію мінімуму приведенних витрат. Ефективність отриманого рішення продемонстрована на прикладі двох підігрівачів цукрового соку.

Література

1. Пластинчатые теплообменники в теплоснабжении /Л.Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, Г.Л. Хавин, О.П. Арсеньева. – Харьков: НТУ „ХПИ”, 2007.– 448 с.
2. Арсеньева О.П., Демирский А.В., Хавин Г.Л. Оптимизация пластинчатого теплообменника // Пробл. машиностроения, 2011.– №1.

Bibliography (transliterated)

1. Plastinchatye teploobmenniki v teplosnabzhenii L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, G.L. Havin, O.P. Arsen'eva. – Har'kov: NTU „HPI”, 2007.– 448 p.
2. Arsen'eva O.P., Demirskij A.V., Havin G.L. Optimizacija plastinchatogo teploobmennika Probl. mashinostroenija, 2011.– #1.

УДК 66.045.01

Арсеньева О.П., Демирський О.В., Хавін Г.Л.

ВИБІР ОПТИМАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ ДВОХСТУПЕНЕВИХ ПЛАСТИНЧАСТИХ ПІДІГРІВНИКІВ

Одержано аналітичне співвідношення щодо визначення оптимальної величини допустимих втрат тиску та температури між двома теплообмінниками, що встановлені послідовно, на основі критерію мінімуму приведенних витрат. Ефективність одержаного рішення продемонстрована при розрахунках двох підігрівачів цукрового соку перед випаровуванням.

Arsenyeva O., Demirskyy A., Khavin G.

THE OPTIMAL SELECT OF TWOSTAGES PLATE HEATERS

The analytical correlation of optimal permissible pressure drop and intermediate temperature between two plate heat exchangers is obtained. That correlation is met of the minimum of discounted value. The design of two sugar juice heaters before evaporator system is demonstrated high efficiency of this solution.

УДК 678.5

Рассоха А.Н., Черкашина А.Н., Титарев А.В., Одинцова Е.В., Храмова Т.И.

ВЛИЯНИЕ АГРЕГИРОВАНИЯ ВЫСОКОМОДУЛЬНОГО ДИСПЕРСНОГО НАПОЛНИТЕЛЯ НА ПАРАМЕТРЫ УПРУГОСТИ И СТРУКТУРУ ФУРАНО-ЭПОКСИДНЫХ КОМПОЗИТОВ

Фурано-эпоксидные композиционные материалы находят все более широкое использование в различных отраслях науки, техники, индустрии. Возрастающее применение этих материалов, например, в промышленном и жилищно-гражданском строительстве обусловлено структурными особенностями фурано-эпоксидных полимеров: возможностью получения их как в жидком, так и твердом состоянии, практическим отсутствием летучих компонентов при структурировании, способностью отверждаться в широком температурном интервале в слоях любой толщины, умеренной усадкой, удовлетворительными значениями механической и адгезионной прочности, высокой стойкостью к действию химически и физически агрессивных сред и температурного фактора, атмосферостойкостью, хорошей совместимостью с другими полимерами. Однако не достаточно полно изучен вопрос влияния структурных особенностей на комплекс упругих характеристик фурано-эпоксидных композиционных материалов.

Фундаментальный подход к оценке эффективных параметров упругости гетерогенных систем с помощью вариационных принципов без конкретизации геометрии элементов композитной среды приведен в работе [1].

Представляло интерес исследовать влияние агрегирования (кластерообразования) кварцевого песка на структуру и комплекс параметров упругости фурано-эпоксидных композиционных материалов

В качестве объекта исследования использован фурано-эпоксидный реакционноспособный олигомер марки ФАЭД-50(20), отвержденный аминофенольным отвердителем марки Агидол АФ-2. Наполнителем служил кварцевый песок (КП) различного фракционного состава. Структурирование олигомера проводили по режиму: 20 °С – 24 час, 80 °С – 5 час. Скорость охлаждения образцов составляла в среднем 1–2 °С/мин. Поверхность наполнителя обрабатывали путем совместного помола в шаровой мельнице КП и модификатора. В качестве модификаторов выбраны хлориды некоторых металлов (алюминия, кобальта, железа – обозначение НП соответственно КПА, КПК, КПЖ), являющиеся катализаторами структурирования катионного типа фурфурилиденацетонов, и высокомолекулярные соединения, выбранные из ряда полиацеталей – поливинилбутираль (ПВБ), поливинилбутиральфурфураль (ПВБФ).

Определение деформационно-прочностных свойств фурано-эпоксидных композитов осуществлялось в соответствии со стандартными методиками. Количество параллельных опытов на одну экспериментальную точку 5–7. Коэффициент вариации w (%) анализируемых параметров находился в пределах 2,8–5,1.

Оценку влияния агрегирования дисперсного наполнителя на структуру (рис. 1) и параметры (модуль Юнга E , объемный модуль K , модуль упругости при сдвиге G , коэффициент Пуассона μ) фурано-эпоксидных композитов осуществляли в рамках известной модели полимерного композиционного материала [2], позволяющей с определенной степенью надежности и достоверности осуществить фрактальный и перколяционный анализ структуры исследованы композитов.

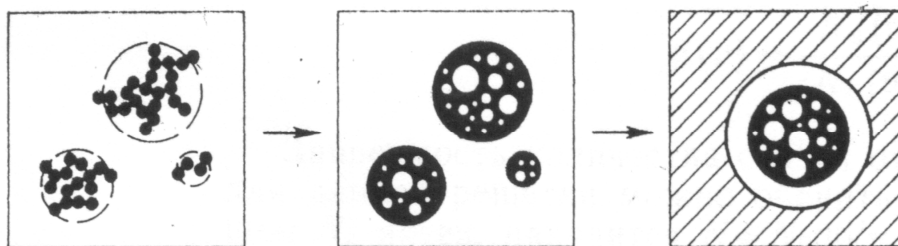


Рисунок 1 – Структура композита в рамках расчетной модели (черный цвет соответствует материалу наполнителя, белый – связующего, заштрихованная среда с эффективными характеристиками)

$$K = K_m + \frac{v'(K_f - K_m)}{1 + (1 - v') \cdot R_m \cdot (K_f - K_m) + R}; \quad G = G_m + \frac{v'(G_f - G_m)}{1 + (1 - v') \cdot Q_m \cdot (G_f - G_m) + Q}$$

где $R_i = \frac{3}{3K_i + 4G_i}$; $R = \frac{\beta(1 - \nu)/\nu}{1 + R_f \cdot (K_m - K_f)}$; $Q_i = \frac{6(K_i + 2G_i)}{5G_i(3K_i + 4G_i)}$; $Q = \frac{\beta(1 - \nu)/\nu}{1 + Q_f \cdot (G_m - G_f)}$.

Объемную концентрацию агломератов (кластеров) v' можно оценить из соотношения

$$v' = v + \beta \cdot (1 - v).$$

Структурный параметр среды β характеризует связность матрицы – отношение количества связующего в стесненном состоянии, в котором деформация затруднена вследствие наличия жесткой структуры, к общему его количеству. Данный параметр можно оценить, исходя из соотношений, учитывающих количество связей между частицами наполнителя в единице объема N_c при его текущей и пороговой концентрации (соответственно v и v_∞).

$$\beta(v) = \frac{N_c(v) \cdot (1 - v_\infty)}{N_c(v_\infty) \cdot (1 - v)}, \quad N_c = 2 \cdot \left(\frac{6}{\pi}\right)^2 \cdot N_o \cdot v^2,$$

где $N_o = 10^4$ – количество узлов в рассматриваемой решеточной модели [2].

Соотношение между анализируемыми упругими характеристиками фурано-эпоксидных композитов имеет вид:

$$E = \frac{9KG}{3K + G}; \quad K = \frac{E}{3 - 6\mu}; \quad G = \frac{E}{2 + 2\mu}.$$

Расчетно-теоретические и экспериментальные данные, характеризующих структурные и упругие параметры исследованных полимерных систем в зависимости от степени наполнения, приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Параметры упругости исследованных фурано-эпоксидных композитов

v, об. %	v', об. %	β	K, МПа	G, МПа	E, МПа		w, %
					расчет	эксперимент	
0	0	0	2292	1058	2750	2750	2,8
4	4,9	0,0095	2447	1161	3006	2990	3,2
8	11,6	0,0397	2662	1318	3394	3300	3,3
16	30,6	0,1740	3319	1903	4794	4650	3,5
19	39,6	0,2544	3675	2289	5687	5500	4,2
26	64,6	0,5216	4887	4147	9698	9200	4,5
34	100	1	7628	21186	33003	30000	5,1

Величины, обратные модулю Юнга E , объемному K и сдвиговому G модулям исследованных композитных систем, характеризующие ползучесть материала под влиянием внешнего механического воздействия, являются параметрами податливости фурано-эпоксидных композитов при различных типах нагружения – соответственно J , J_K , J_G (табл. 2).

Таблица 2 – Податливость фурано-эпоксидных композиционных материалов

v, об. %	$J_K, 10^{-5}, \text{МПа}^{-1}$	$J_G, 10^{-5}, \text{МПа}^{-1}$	$J, 10^{-5}, \text{МПа}^{-1}$		w, %
			расчет	эксперимент	
0	43,63	94,51	36,36	36,36	2,8
4	40,86	86,13	33,26	33,44	3,2
8	37,56	75,87	29,46	30,30	3,3
16	30,12	52,54	20,85	21,50	3,5
19	27,21	43,68	17,58	18,18	4,2
26	20,46	24,11	10,31	10,86	4,5
34	13,1	4,72	3,03	3,33	5,1

Анализ данных, приведенных в табл. 1 и 2, свидетельствует о существенном влиянии уровня агрегации частиц дисперсного наполнителя (кварцевого песка) на упругие характеристики исследованных фурано-эпоксидных композитов. Причем имеет место хорошее совпадение расчетно-теоретических и экспериментальных значений модуля Юнга разработанных фурано-эпоксидных материалов.

С увеличением степени наполнения (выше 25 об. %) погрешность между этими значениями увеличивается, что, по-видимому, обусловлено формированием структуры композита с большим количеством элементов различного уровня иерархии. Увеличение содержания КП (выше 35 об. %) приводит к существенному расхождению расчетных и экспериментальных данных анализируемых упругих параметров. Существенной особенностью структуры исследованных фурано-эпоксидных композитов является перенная связность фазы агломератов (кластеров) в зависимости от объемного их содержания.

Проведенный анализ позволяет оценить критическую концентрацию наполнителя, которая в данном случае соответствует пороговой объемной концентрации сфер, случайно распределенных в узлах плоской квадратной решетки.

Критическая концентрация дисперсного наполнителя, способного к агрегированию в фурано-эпоксидной матрице, в реальных условиях зависит также от значительного количества геометрических (форма частиц НП, полидисперсность, геометрические особенности поверхности частиц), физико-химических и химических, (состояние поверхности НП) технологических и других факторов, оказывающих существенное влияние на комплекс упругих параметров исследованных композитов.

При формировании дисперсно-наполненных фурано-эпоксидных композитов, как правило, происходит агрегация частиц НП в более крупные агрегаты, определяющие в значительной мере структуру и свойства композиционного материала [3].

Среди моделей агрегации НП выделяют: модель «ограниченная диффузией агрегация» – DLA – (модель Виттера-Сандера); модель «ограниченная диффузией кластерная агрегация» – DLCA – (кластер-кластерная агрегация). Фрактальная размерность d_k каркаса частиц КП может служить характеристикой степени агрегации частиц наполнителя [3].

Проведена оценка механизма формирования кластеров фрактальной структуры из исследованных наполнителей (исходных и модифицированных) в фурано-эпоксидных композиционных системах.

Определение фрактальной размерности d_k каркаса частиц кварцевого песка (исходного и модифицированного), модели генерации фрактальной структуры в композитных системах проводилось с использованием данных об ударной вязкости a (кДж/м²) исследованных фурано-эпоксидных композитов, определяемой жесткостью критического дефекта $a_{кр}$ (мм), уровнем пластичности матрицы и степенью агрегации частиц наполнителя при его различном содержании φ [4]:

$$a \approx \frac{2,9(3-d_k)}{a_{кр}}$$

Для оценки длины критического структурного дефекта $a_{кр}$ использовано модифицированное уравнение Брауна в соответствии с методикой работ [4]. Вероятность прилипания частиц P при формировании фрактального кластера, определяемая потенциалом взаимодействия между частицами КП, в первом приближении оценивалась по известным методикам.

Таблица 3 – Данные фрактального анализа агрегации НП

Композит	φ , масс. %	a , кДж/м ²	w , %	$a_{кр}$, мм	d_k	P	Модель агрегации
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КП	35	7,5	10	0,15	2,61	0,12	DLA
	75	4,0	14	0,10	2,86	0,10	DLA
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КПА	35	10,5	8	0,16	2,42	0,63	DLA
	75	6,8	12	0,10	2,77	0,11	DLA
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КПЖ	35	9,5	10	0,15	2,51	0,33	DLA
	75	6,0	13	0,10	2,79	0,10	DLA
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КПК	35	10,0	11	0,17	2,41	0,63	DLA
	75	6,5	15	0,12	2,73	0,11	DLA
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КП(ПВБ)	35	12,5	9	0,16	2,31	0,75	DLA
	75	8,5	12	0,10	2,71	0,11	DLA
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КП(ПВБФ)	35	13,0	9	0,17	2,24	0,85	DLA
	75	9,0	12	0,12	2,63	0,12	DLA

Примечание: φ – массовая концентрация наполнителя.

Анализ данных, приведенных в табл. 3, свидетельствует, что значения фрактальной размерности агрегатов частиц исследованных НП в фурано-эпоксидных композитах (2,24–2,86) близки к размерностям фрактальных кластеров, полученных в рамках модели Виттена-Сандера .

По результатам механических испытаний при известном коэффициенте Пуассона μ фурано-эпоксидных композитов можно также оценить (табл. 4) величины фрактальной размерности поверхности разрушения для хрупкого d_p^{xp} и вязкого $d_p^{вяз}$ типов разрушения, размерности областей избыточной локализации энергии D_f , доли флуктуационного свободного объема f по известным соотношениям [5]:

$$d_p^{xp} = \frac{10 \cdot (1 + \mu)}{7 - 3\mu}; \quad d_p^{вяз} = \frac{2 \cdot (1 + 4\mu)}{1 + 2\mu}; \quad D_f = \frac{2 \cdot (1 - \mu)}{1 - 2\mu}; \quad f = K \frac{1 + \mu}{1 - 2\mu},$$

где d – размерность евклидова пространства, равная в данном случае 3; K – константа, принятая равной примерно 0,012 .

Таблица 4 – Фрактальный анализ фурано-эпоксидных композитов

Композит	ν , об. %	μ	d_k	d_p^{xp}	$d_p^{вяз}$	D_f	f
ФАЭД-50(20)+АФ-2	–	0,30	–	2,13	2,75	3,50	0,039
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КП	4	0,29	2,42	2,10	2,73	3,38	0,037
	8	0,29	2,48	2,10	2,73	3,38	0,037
	16	0,28	2,53	2,08	2,72	3,27	0,035
	19	0,28	2,53	2,08	2,72	3,27	0,035
	26	0,27	2,60	2,05	2,70	3,17	0,033
	34	0,26	2,72	2,03	2,68	3,08	0,031
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КПА	26	0,27	2,48	2,05	2,70	3,17	0,033
ФАЭД-50(20)+АФ-2+КП(ПВБФ)	26	0,28	2,53	2,08	2,72	3,27	0,035

Анализ данных, приведенных в табл. 4, свидетельствует о фрактальности структуры исследованных фурано-эпоксидных композиционных материалов ($d_k = 2,42–2,72$). Поверхность разрушения композитов при низких (не более 40 °С) и повышенных (более 60 °С) температурах эксплуатации характеризуется незначительным уровнем фрактальности $d_p^{xp} = 2,03–2,10$ и $d_p^{вяз} = 2,68–2,73$. При этом в случае хрупкого разрушения поверхность образца в зоне разрушения практически плоская, а при вязком – имеет достаточно высокую неоднородность структуры, что подтверждается многочисленными экспериментальными данными.

Размерность областей локализации избыточной энергии D_f , в первом приближении равная несколько ниже среднего значения показателя статистической гибкости полимерной цепи C_∞ , и находится в пределах 3,08–3,5

В рамках модельных представлений в качестве простейшего элемента структуры бесконечного перколяционного кластера в композите целесообразно выделить цепочку из частиц наполнителя, связанных между собой тонким слоем фурано-эпоксидной матрицы.

Как правило, выделяют [6] четыре основных типа структурных элементов (рис. 2), характеризующихся определенными универсальными критическими индексами: цепочка из частиц кварцевого песка (рис. 2а), объединенных между собой упрочненными пленочными прослойками полимера (индекс β_3); ячейка (рис. 2б), образованная цепочными элементами (индекс ν_3); структурный каркас (рис. 2в), сформированный из цепочных и ячеистых элементов (индекс t_3); структурный каркас (рис. 2г), сформированный в основном из ячеистых элементов (индекс γ_3 – характеризует тупиковые ветви бесконечного перколяционного кластера).

Критические индексы [7] связаны с фрактальной размерностью структуры композита d_f определенными зависимостями и для исследованных фурано-эпоксидных композитов приведены в табл. 5.

$$\beta_3 = \frac{1}{d_k}; \nu_3 = \frac{2}{d_k}; \gamma_3 = \frac{3}{d_k}; t_3 = \frac{4}{d_k}.$$

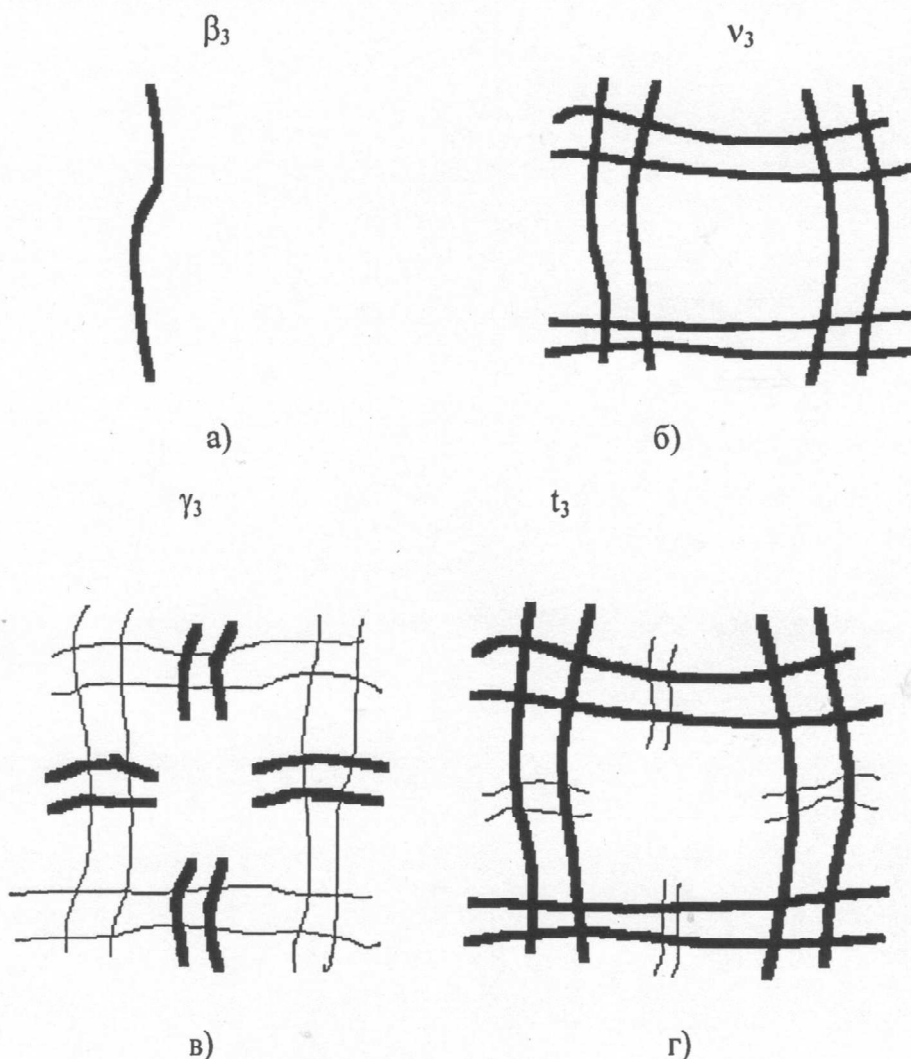


Рисунок 2 – Топологическая модель структуры фурано-эпоксидных композитов

Таблица 5 – Универсальные критические индексы структуры бесконечного перколяционного кластера

ν , об. %	d_k	β_3	ν_3	γ_3	t_3
4	2,42	0,413	0,826	1,239	1,652
8	2,48	0,403	0,806	1,209	1,612
16	2,53	0,395	0,790	1,185	1,580
19	2,57	0,389	0,778	1,167	1,556
26	2,60	0,385	0,770	1,155	1,540
34	2,72	0,368	0,736	1,104	1,472

Анализ полученных данных позволяет сделать вывод, что перколяционный кластер, состоящий из неупорядоченно-распределенных в фурано-эпоксидной матрице дисперсных частиц КП, имеет фрактальную структуру со средней размерностью 2,44.

Критические индексы, выступающие при анализе деформационно-прочностных свойств фурано-эпоксидных полимерных композитов в качестве интегральных универсальных показателей состояний, могут эффективно применяться при прогнозировании вновь разрабатываемых композиционных систем.

Модуль упругості Юнга E в рамках перколяційного підходу може характеризуватися індексом t , який для досліджуваних композитів варіюється в інтервалі 1,472–1,652. С увеличением содержания кварцевого песка в материале формируется более плотный структурный каркас из частиц наполнителя.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено существенное влияние уровня агрегирования дисперсного наполнителя (кварцевого песка) на комплекс упругих свойств фурано-эпоксидных композиционных материалов, рекомендованных к применению в качестве конструкционных и защитных покрытий в строительной индустрии.

Литература

1. Hashin Z., Shtrikman S. A variational approach to the theory of the elastic behavior of multiphase materials. // J. Mech. Phys. Solids.– 1963.– V. 11.– P. 127–140.
2. Дзенис Ю.А. Влияние агрегирования жесткого дисперсного наполнителя на характеристики упругости полимерного композита // Механика композитных материалов.– 1986.– Т. 1.– С. 14–22.
3. Козлов Г.В., Яновский Ю.Г., Липатов Ю.С. Фрактальный анализ агрегации частиц наполнителя в полимерных композитах // Механика композиционных материалов и конструкций.– 2003.– Т. 9.– №13.– С. 398–447.
4. Белоусов В.Н., Козлов Г.В., Микитаев А.К. Ударная прочность и размер критического дефекта полиблочного полиарилатариленсульфоноксидного сополимера // Высокомолек. соед., Сер. Б.– 1984.– Т.26.– № 8.– С. 563–566.
5. Козлов Г.В., Яновский Ю.Г., Карнет Ю.Н. Обобщенная фрактальная модель процесса текучести аморфных стеклообразных полимеров // Механика композиционных материалов и конструкций.– 2008.– Т.14.– № 2.– С. 174–187.
6. Жарин Д.Е., Бобрышев А.Н., Гумеров А.Ф. Оценка структуры вибродемпфирующих полимерных композитов с позиций технологического рассмотрения.– Пластические массы.– 2002.– № 5.– С. 34–37.
7. Баланкин А.С. Синергетика деформируемого тела.– М.: Министерство обороны СССР, 1991.– 404 с.

Bibliography (transliterated)

1. Hashin Z., Shtrikman S. A variational approach to the theory of the elastic behavior of multiphase materials. J. Mech. Phys. Solids.– 1963.– V. 11.– P. 127–140.
2. Dzenis Ju.A. Vlijanie agregirovanija zhestkogo dispersnogo napolnitelja na harakteristiki upru-gosti poli-mernogo kompozita Mehanika kompozitnyh materialov.– 1986.– Т. 1.– p. 14–22.
3. Kozlov G.V., Janovskij Ju.G., Lipatov Ju.S. Fraktal'nyj analiz agregacii chastic napolnitelja v polimernyh kompozitah Mehanika kompozicionnyh materialov i konstrukcij.– 2003.– Т. 9.– #13.– p. 398–447.
4. Belousov V.N., Kozlov G.V., Mikitaev A.K. Udarnaja prochnost' i razmer kriticheskogo defekta poliblochnogo poliarilatarilensul'fonoksidnogo sopolimera Vysokomolek. soed., Ser. B.– 1984.– Т.26.– # 8.– p. 563–566.
5. Kozlov G.V., Janovskij Ju.G., Karnet Ju.N. Obobshhennaja fraktal'naja model' processa tekuchesti amorfnyh stekloobraznyh polimerov Mehanika kompozicionnyh materialov i konstrukcij.– 2008.–Т.14.– # 2.– p. 174–187.
6. Zharin D.E., Bobryshev A.N., Gumerov A.F. Ocenka struktury vibrodempfirujushhih polimernyh kompozitov s pozicij tehnologicheskogo rassmotrenija.– Plasticheskie massy.– 2002.– # 5.– p. 34–37.
7. Balankin A.S. Sinergetika deformiruемого tela.– М.: Ministerstvo oborony SSSR, 1991.– 404 p.

УДК 678.5

Рассоха О.М., Черкашина Г.М., Титарів О. В., Одинцова О.В., Храмова Т.І.

ВПЛИВ АГРЕГУВАННЯ ВИСОКОМОДУЛЬНОГО ДИСПЕРСНОГО НАПОВНЮВАЧА НА ПАРАМЕТРИ ПРУЖНОСТІ ТА СТРУКТУРУ ФУРАНО-ЕПОКСИДНИХ КОМПОЗИТІВ

Проведено аналіз впливу ступеню агрегації дисперсного наповнювача (кварцевого піску) на пружні характеристики фурано-епоксидних композитів.

Здійснено фрактальний та перколяційний аналіз структури фурано-епоксидних композитів, наповнених кварцевим піском.

Rassokha A.N., Cherkashyna A.N., Tytarev A.V., Odinzova E.V., Chramova T.I.

INFLUENCE OF AGGREGATING STRENGTH HIGH DISPERSE FILLER ON THE ELASTIC PARAMETERS AND THE STRUCTURE OF FURAN-EPOXY COMPOSITES

Analysis of disperse filler (quartz sand) aggregating influence on the furan-epoxy composites elastic parameters is investigated.

Fractal and percolation analysis of structure of furan-epoxy composites filled with quartz sand is performed.

УДК 66.074:661

Лаврова І.О., Колеснікова А.В., Аммар В. Саїд

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПРОЦЕСУ КАВІТАЦІЇ НА ЯКІСТЬ НАФТОВИХ ДИСТИЛЯТІВ

Вступ. У теперішній час паливно-енергетичний комплекс багатьох держав переживає не кращі часи через проблеми, пов'язані із забезпеченістю сировиною для виробництва палив та енергії. Серед чинників, що ускладнюють цю проблему слід назвати безперервне збільшення у загальному балансі відсотку нафт з високим вмістом сірчанних сполук, а також нафт з відносно невисоким вмістом “світлих” фракцій; розвиток каталітичних процесів із застосуванням активних і селективних каталізаторів, що вимагають попереднього глибокого гідроочищення та підготовки сировини; необхідність подальшого поглиблення ступеню переробки нафти [1].

Очищення нафт та нафтових дистилатів перед їх поглибленою переробкою зараз проводиться за допомогою гідрогенізаційних процесів (гідроочищення паливних фракцій та важких дистилатів з метою видалення сірковміщуючих та інших гетеро сполук). Проте, цей досить ефективний метод доцільно використовувати в умовах великотоннажного виробництва на потужних промислових підприємствах. Для умов міні-заводів та підприємств, орієнтованих на переробку високо сірчаної сировини з високим вмістом “темних” фракцій, безперервно ведуться пошуки альтернативних методів переробки. У зв'язку з цим, на протязі останніх років багато уваги стали приділяти технології кавітаційної обробки нафтових дистилатів. **Цей процес ще не повністю вивчений науковцями, але проведена велика робота по виявленню залежностей, причин виникнення кавітації, її впливу на рідини та апаратуру. Разом з тим, існують певні позитивні результати впровадження цього процесу в промислову практику [2].**

Мета досліджень. Мета досліджень полягає в виявленні впливу кавітаційної обробки на фракційний та та груповий хімічний склад нафт та нафтових дистилатів.

Експериментальні дослідження проводились на лабораторній кавітаційній установці. Об'єм одного завантаження нафтопродукту складав 10л. Для інтенсифікації процесів ударного гідро крекінгу та у якості донора протонів до нафтопродукту додавалась вода у кількості від 1 до 5л. Після проведення низки дослідів було показано, що оптимальне співвідношення нафта : вода становить 3:1.

Середні результати дослідів по розгонках вихідних та прокавітованих нафтопродуктів (згідно [3]) наведені у таблиці 1. Графічно аналіз даних табл.1 наведено у рис. 1–3.

Таблиця 1 – результати розгонки вихідної та прокавітованої сировини

Нафта прилуцька		Експериментальна суміш 1 (75% нафти та 25% альтернативного пального)		Експериментальна суміш 2 (50% нафти та 50% альтернативного пального)	
до кавітації	після кавітації	до кавітації	після кавітації	до кавітації	після кавітації
Густина нафтопродукту, кг/м ³					
R ₄ ²⁰ =841	R ₄ ²⁰ =840	R ₄ ²⁰ =833	R ₄ ²⁰ =832	R ₄ ²⁰ =824,5	R ₄ ²⁰ =824
Фракційний склад за даними лабораторної розгонки					
п.к. – 68 ⁰ С	п.к. – 75 ⁰ С	п.к. – 62 ⁰ С	п.к. – 66 ⁰ С	п.к. – 71 ⁰ С	п.к. – 75 ⁰ С
10% – 120 ⁰ С	10% – 125 ⁰ С	10% – 128 ⁰ С	10% – 121 ⁰ С	10% – 125 ⁰ С	10% – 127 ⁰ С
20% – 150 ⁰ С	20% – 159 ⁰ С	20% – 152 ⁰ С	20% – 149 ⁰ С	20% – 153 ⁰ С	20% – 152 ⁰ С
30% – 191 ⁰ С	30% – 193 ⁰ С	30% – 191 ⁰ С	30% – 184 ⁰ С	30% – 174 ⁰ С	30% – 176 ⁰ С
40% – 246 ⁰ С	40% – 237 ⁰ С	40% – 231 ⁰ С	40% – 224 ⁰ С	40% – 206 ⁰ С	40% – 209 ⁰ С
50% – 281 ⁰ С	50% – 276 ⁰ С	50% – 263 ⁰ С	50% – 257 ⁰ С	50% – 245 ⁰ С	50% – 247 ⁰ С
60% – 322 ⁰ С	60% – 303 ⁰ С	60% – 295 ⁰ С	60% – 293 ⁰ С	60% – 275 ⁰ С	60% – 273 ⁰ С
70% – 384 ⁰ С	70% – 328 ⁰ С	70% – 330 ⁰ С	70% – 324 ⁰ С	70% – 306 ⁰ С	70% – 303 ⁰ С
–	80% – 340 ⁰ С	78% – 345 ⁰ С – к.к.	80% – 338 ⁰ С	80% – 331 ⁰ С	80% – 312 ⁰ С
–	–	–	85% – 345 ⁰ С к.к.	84% – 342 ⁰ С к.к.	90% – 340 ⁰ С
–	–	–	–	–	91% – 341 ⁰ С к.к.
Вихід,%					
73	83	81	87,5	87	93,5
Залишок,%					
26,5	16,5	18,5	12	–	–
Втрати,%					
0,5	0,5	–	–	–	–

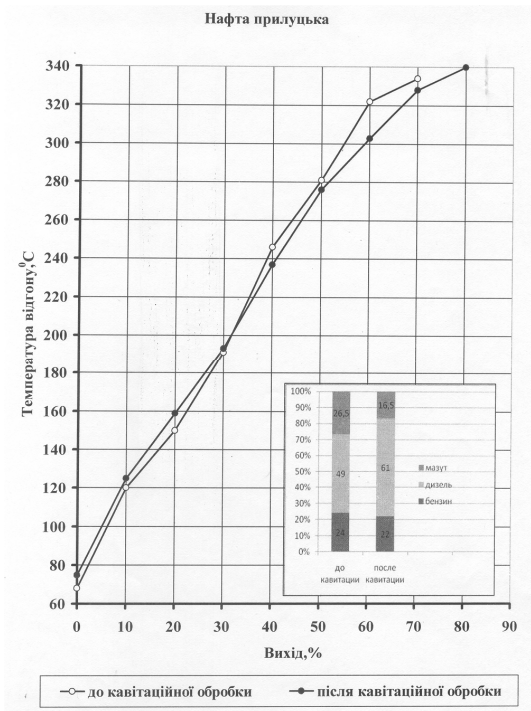


Рисунок 1 – Вихід фракцій до та після кавітації нафти прилуцької

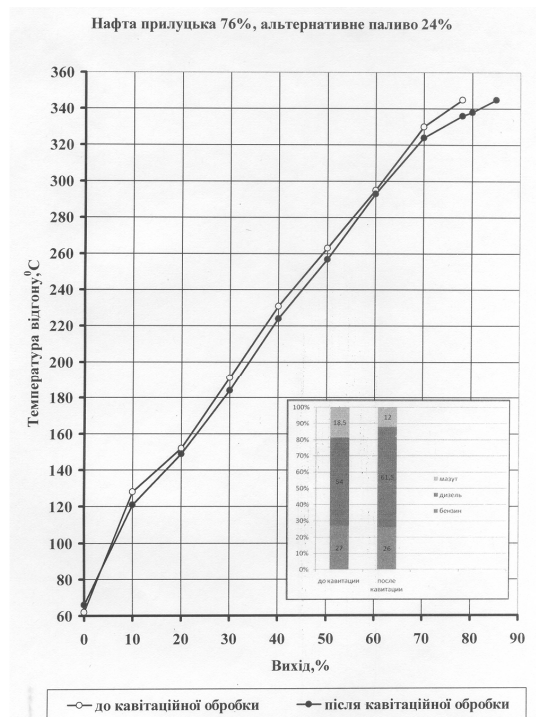


Рисунок 2 – Вихід фракцій до та після кавітації нафтової суміші (75%+25%)

З результатів серії дослідів видно, що процес кавітації позитивно впливає на збільшення виходу світлих фракцій, особливо дизельної, за рахунок ударного гідрокрекінгу важких вуглеводнів, що входять до складу мазуту. В результаті вихід мазуту зменшується майже вдвічі. Цікаво, що мав місце ефект так званого “поважчення” вуглеводнів бензинової фракції, коли певний відсоток (близько 1,5–2 %) вуглеводнів бензинів переходить у дизельну фракцію. Це останнє доводить положення про те, що неправомірно пов-

ністю ототожнювати механізми крекінг-процесів і кавітаційної обробки вуглеводневої сировини. Гідрокрекінг, скоріш за все, є тільки однією із стадій досліджуваного процесу [4].

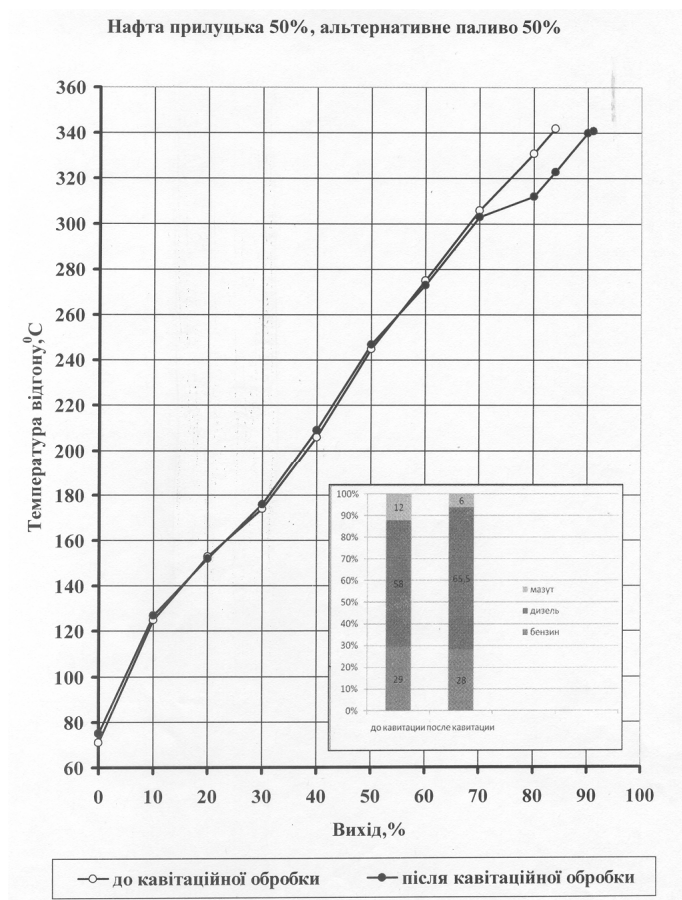


Рисунок 3 – Вихід фракцій до та після кавітації нафтової суміші (50 % + 50 %)

Високодисперсні частки води (1–3 мкм), що були в вихідній сировині у великій кількості, і значно ускладнювали розгонку контрольних зразків, після обробки не виявлялись – вода відділялась від нафтопродукту відстоюванням і не ускладнювала розгонку. Це можна пояснити “розриванням” водяних бульбашок при кавітаційній обробці, при чому моментально “подрібнюються” краплини вуглеводнів, питома поверхня обробки значно зростає, що є причиною значного поглиблення процесів деструкції і синтезу, до того ж дисоційована молекула води є джерелом водню, необхідного для процесу.

Одночасно з цим процесом, у серіях дослідів із чистими нафтами спостерігалось знесолення нафт. Так, концентрація хлорид – іонів у нафтопродуктах знижувалась у 40–50 разів.

Дослідження дизельного пального. В цій серії об’єктами дослідів стали зразки дизельного пального з харківських заправок. Кавітаційна обробка велась з метою зниження вмісту загальної сірки у досліджуваних зразках.

При кавітації дизельного пального з метою зниження вмісту загальної сірки в суміш дизельного пального з водою додавали активні глини у якості адсорбенту

Після обробки суміш вивантажувалась з пристрою і відстоювалась від води і адсорбенту. Єдине протипоказання для використання такого роду адсорбентів – високий вміст парафінів у вихідному пальному, так як вони викликають набухання адсорбенту і ускладнюють його подальше видалення.

За даними табл. 2 видно, що за основними показниками дизельне пальне с заправки не відповідає вимогам стандарту, а кавітаційна обробка дозволяє значно покращити якість пального.

Висновки. Отримані результати дозволяють зробити висновки про перспективність і доцільність використання кавітаційної обробки нафт і нафтових дистилатів з метою збільшення виходу світлих фракцій, зниження сірчаності нафт та вмісту в них мінеральних солей.

Таблиця 2 – Результати кавітаційної обробки дизельних палив(згідно [5])

Дизельне пальне№1		Дизельне пальне№2		Дизельне пальне№3	
До кавітації	Після кавітації	До кавітації	Після кавітації	До кавітації	Після кавітації
Густина, кг/м ³					
P ₄ ²⁰ =823	P ₄ ²⁰ =826	P ₄ ²⁰ =822	P ₄ ²⁰ =824	P ₄ ²⁰ =833	P ₄ ²⁰ =834
Температура спалаху, °С					
50	70	53	70	38	59
Вміст загальної сірки, %					
0,10	0,034	0,10	0,035	0,157	0,081
Фракційний склад за даними лабораторної розгонки					
п.к. – 156 ⁰ С	п.к. – 165 ⁰ С	п.к. – 156 ⁰ С	п.к. – 176 ⁰ С	п.к. – 112 ⁰ С	п.к. – 150 ⁰ С
10% – 198 ⁰ С	10% – 194 ⁰ С	10% – 194 ⁰ С	10% – 195 ⁰ С	10% – 191 ⁰ С	10% – 192 ⁰ С
20% – 208 ⁰ С	20% – 204 ⁰ С	20% – 205 ⁰ С	20% – 209 ⁰ С	20% – 221 ⁰ С	20% – 222 ⁰ С
30% – 217 ⁰ С	30% – 214 ⁰ С	30% – 218 ⁰ С	30% – 219 ⁰ С	30% – 238 ⁰ С	30% – 242 ⁰ С
40% – 231 ⁰ С	40% – 224 ⁰ С	40% – 230 ⁰ С	40% – 229 ⁰ С	40% – 256 ⁰ С	40% – 257 ⁰ С
50% – 242 ⁰ С	50% – 240 ⁰ С	50% – 242 ⁰ С	50% – 244 ⁰ С	50% – 271 ⁰ С	50% – 272 ⁰ С
60% – 262 ⁰ С	60% – 255 ⁰ С	60% – 257 ⁰ С	60% – 260 ⁰ С	60% – 289 ⁰ С	60% – 288 ⁰ С
70% – 280 ⁰ С	70% – 273 ⁰ С	70% – 278 ⁰ С	70% – 279 ⁰ С	70% – 305 ⁰ С	70% – 305 ⁰ С
80% – 308 ⁰ С.	80% – 293 ⁰ С	80% – 300 ⁰ С.	80% – 301 ⁰ С	80% – 325 ⁰ С.	80% – 324 ⁰ С
90% – 344 ⁰ С	90% – 321 ⁰ С	90% – 333 ⁰ С	90% – 334 ⁰ С	90% – 356 ⁰ С	90% – 353 ⁰ С
93% – 360 ⁰ С – к.к	96% – 347 ⁰ С – к.к.	93% – 361 ⁰ С – к.к	96% – 365 ⁰ С – к.к.	95% – 367 ⁰ С – к.к	96% – 367 ⁰ С – к.к.
Вихід, %					
94	97	94	98	96	97
Залишок, %					
4,1	2,7	4,1	2,3	3,7	2,7
Витрати, %					
1,9	0,3	1,9	0,2	0,3	0,1

Література

1. Аспель Н.Б. Демкина Г.Г. Гидроочистка моторных топлив. Л: «Химия», 1977 – 160 с.
2. И. Пирсол. Кавитация / пер. с англ.под ред. Л.А. Эпштейна, М: «Мир», 1975 – 95 с.
3. ГОСТ 9965 – 76. Нефть для нефтеперерабатывающих предприятий. Межгосударственный стандарт. 01.01.77.
4. Лаврова И.О., Колесникова А.В., Щербак А.А. Дослідження кавітаційної обробки нафт та нафтових сумішей //Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я . Матеріали XVII міжнародної науково-практичної конференції, Харків, 2009.
5. ГОСТ 305 – 82. Топливо дизельное. Межгосударственный стандарт, 01.01.83.

Bibliography (transliterated)

1. Aspel' N.B. Demkina G.G. Gidroochistka motornyh topliv. L: «Himija», 1977 – 160 p.
2. I. Pirsol. Kavitacija per. s angl.pod red. L.A. Jepshtejna, M: «Mir», 1975 – 95 p.
3. GOST 9965 – 76. Neft' dlja neftepererabatyvajushhih predpriyatij. Mezhgosudarstvennyj stan-dart. 01.01.77.
4. Lavrova I.O., Kolesnikova A.V., Shherbak A.A. Doslidzhennja kavitacijnoi obrobki naft ta naftovih sumishej Informacijni tehnologii: nauka, tehnika, tehnologija, osvita, zdorov'ja . Materiali XVII mizhna-rodnoi naukovo-praktichnoi konferencii, Harkiv, 2009.
5. GOST 305 – 82. Topливо dizel'noe. Mezhgosudarstvennyj standart, 01.01.83.

УДК 66.074:661

Лаврова И.О., Колесникова А.В., Аммар В. Саид

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПРОЦЕССА КАВИТАЦИИ НА КАЧЕСТВО НЕФТЯНЫХ ДИСТИЛЛЯТОВ

В статье рассмотрены вопросы, связанные с исследованием влияния кавитационной обработки на качественные показатели нефтепродуктов. Экспериментальные данные подтвердили, что кавитационная

обработка позволяет увеличить выход светлых фракций из нефтей, снизить содержание в нефтепродуктах общей серы и минеральных солей.

Lavrova I.O., Kolesnikova A.V., Ammar V. Said

INVESTIGATION OF THE EFFECT OF CAVITATIONS ON QUALITATIVE IN OIL DISTILLATES

The article deals with issues related to the investigation of the influence of Ka-gravitational treatment on quality indicators of petroleum products. The experimental data have confirmed that cavitation treatment makes it possible to increase the yield of light fractions of petroleum, to reduce the content of oil products of total sulfur and mineral salts.

УДК 62-82.001.2

Черкашенко М.В.

СИНТЕЗ СХЕМ ГИДРОПНЕВМОАВТОМАТИКИ

Введение. Одним из основных критериев синтеза комбинационных схем систем гидропневмоавтоматики является минимальность по числу элементов и модулей. Это способствует снижению стоимости, повышению быстродействия, упрощению наладки и эксплуатации технологического объекта, оснащенного системой гидропневмоавтоматики.

Существуют два принципа построения схем – раздельной и безраздельной декомпозиции уравнений [1–8]. Принцип раздельной декомпозиции основан на выделении фрагментов, содержащих то количество переменных (обычно двух, трех), которое реализуется известными схемами в заданном базисе. Затем проводится композиция полученных фрагментов. Принцип безраздельной декомпозиции основан на разложении уравнений по $n - 1$ переменной и вычислении остаточных функций.

Основная часть. Целью настоящей статьи является представление разработанного автором метода безраздельной декомпозиции уравнений в современной редакции, учитывающей последние разработки, и позволяющего синтезировать минимальные по числу элементов и модулей схемы гидропневмоавтоматики.

Данный метод состоит из следующих разделов.

1. Анализ серийно выпускаемых элементов и модулей систем гидропневмоавтоматики с использованием упрощенных таблиц состояний.
2. Разработка базовых схем разложения уравнений по одной и двум переменным.
3. Непосредственное разложение уравнений путем определения переменных разложения и вычисления остаточных функций.
4. Реализация остаточных функций путем их дальнейшего разложения либо с использованием полученных (по пункту 1) схемных решений.

Анализ элементов и модулей схем гидропневмоавтоматики. Покажем построение упрощенной таблицы состояний за счет рассмотрения различных состояний лишь для управляющих входов распределительной аппаратуры [9]. Размерность таблицы в этом случае составит для одного управляющего входа $2m$, а для двух управляющих входов $4m$, где m – число выходов. Это позволяет получить удобный аппарат анализа. Отметим, что размерность обычной таблицы состояний - $2^n(n + m)$.

Составим таблицу состояний для управляющих входов, а в столбцах для выходов будем записывать соответствующие настроечные входы, если сигнал на рассматриваемом выходе равен 1, и 0 – в противном случае. На рис. 1 показан гидравлический либо пневматический распределитель. Каналы распределителей отмечены цифрами, соответствующими международной маркировке.

Таким образом, построенная таблица для двух управляющих входов имеет вид (см. табл. 1).

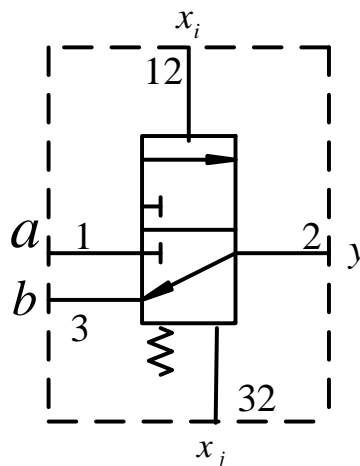


Рисунок 1 – Распределитель

Таблиця 1

Для двух управляющих входов x_i / x_j	Выход y
$\bar{x}_i \bar{x}_j$	b
$\bar{x}_i x_j$	b
$x_i \bar{x}_j$	a
$x_i x_j$	b

Так, находим для двух управляющих входов $y = b(\bar{x}_i \bar{x}_j + \bar{x}_i x_j + x_i \bar{x}_j) + ax_i \bar{x}_j = b(\bar{x}_i + x_j) + ax_i \bar{x}_j$.

Основанием для безраздельной декомпозиции является сопоставление уравнений, реализующихся на выходах устройств с формулой Шеннона разложения логической функции по двум и одной переменным. Формула разложения функции по двум переменным имеет вид

$$y = \bar{x}_i \bar{x}_j g + \bar{x}_i x_j c + x_i \bar{x}_j b + x_i x_j q. \quad (1)$$

Здесь $g = f_0(0,0)$; $c = f_1(0,1)$; $b = f_2(1,0)$; $q = f_3(1,1)$ – остаточные функции от разложения, меньшие исходной на два порядка.

Схема 3 в табл. 2 [10] реализует уравнение

$$y = (\bar{x}_i \bar{x}_j + x_i x_j) d + \bar{x}_i x_j c + x_i \bar{x}_j b. \quad (2)$$

Если принять $d = \bar{x}_i g + x_i q = \bar{x}_i f_0(0,0) + x_i f_3(1,1)$; $c = f_1(0,1)$; $b = f_2(1,0)$ и подставить в уравнение (2) выражения для d, c и b , то получаем $y_2 = (\bar{x}_i \bar{x}_j + x_i x_j)(\bar{x}_i g + x_i q) + \bar{x}_i x_j c + x_i \bar{x}_j b$, и далее, раскрывая скобки, имеем уравнение (1).

Схема 2 в табл. 2 реализует уравнение [4]

$$y = (\bar{x}_i + x_j) a + x_i \bar{x}_j b. \quad (3)$$

Если принять $a = \bar{x}_j g + x_j q + \bar{x}_i x_j c = \bar{x}_j f_0(0,0) + x_j f_3(1,1) + \bar{x}_i x_j f_1(0,1)$; $b = f_2(1,0)$ и подставить в уравнение (3) выражения для a и b , то получаем $y = (\bar{x}_i + x_j)(\bar{x}_j g + x_j q + \bar{x}_i x_j c) + x_i \bar{x}_j b$, и далее, раскрывая скобки, имеем уравнение (3). Схема 1 в табл. 2 реализует уравнение

$$y = \bar{x}_i a + x_i b. \quad (4)$$

Если принять $a = f_0(0)$; $b = f_1(1)$, то получаем формулу $y = \bar{x}_i f_0(0) + x_i f_1(1)$ разложения логической функции по одной переменной, позволяющей понизить уравнение на один порядок.

Отметим, что при разложении системы функций целесообразно воспользоваться модулем [11].

Алгоритм реализации схемы представлен на рис. 3. Представляем логическое уравнение в минимизированном виде в дизъюнктивной нормальной форме. Проверяем функцию на минимальность. Затем, если функция неповторная, то обращаемся к реализации по табл. 3. Если число повторений переменной или ее инверсии в слагаемых равно единице, то реализацию целесообразно провести по схеме 1 табл. 2. Если число повторений два и более, то проводим разложение функции по двум переменным (схемы 2 и 3 табл. 2). Далее, если остаточные функции неповторные, то проводим их реализацию по табл. 3, в противном случае остаточные функции представляем как исходную, и проводим их реализацию по алгоритму (рис. 3).

Таблиця 2

Схема реализации функции	Функция входов	Остаточные функции
<p>1</p>	$y = \bar{x}_i a + x_i b$	$a = f_0(0);$ $b = f_1(1)$
<p>2</p>	$y = (\bar{x}_i + x_j)a + x_i \bar{x}_j b$	$b = f_2(1,0);$ $a = \bar{x}_j f_0(0,0) + x_i f_3(1,1) + \bar{x}_i x_j f_1(0,1)$
<p>3</p>	$y = (\bar{x}_i \bar{x}_j + x_i x_j)d + \bar{x}_i x_j c + x_i \bar{x}_j b$	$b = f_2(1,0);$ $c = f_1(0,1);$ $d = \bar{x}_i f_0(0,0) + x_i f_3(1,1)$

Пусть задано уравнение в минимальной дизъюнктивной нормальной форме в виде:

$$z_1 z_5 + z_4 z_5 + \bar{z}_1 z_2 \bar{z}_4 + \bar{z}_1 z_3 \bar{z}_4.$$

Проведем декомпозицию данного уравнения. Так как переменные \tilde{z}_1 и \tilde{z}_4 повторяются в слагаемых 3 раза (здесь волнистой линией показано как прямое, так и инверсное значение переменной), то в качестве переменных разложения целесообразно выбрать $x_i = z_1$ и $x_j = z_4$. Определим остаточные функции от разложения

$f_0(0,0) = z_2 + z_3$; $f_1(0,1) = z_5$; $f_2(1,0) = z_5$; $f_3(1,1) = z_5$. Здесь три одинаковые функции включают функцию $f_2(1,0)$. Следовательно заменяем переменную разложения $x_i = z_1$ на $x_i = \bar{z}_1$. Тогда $f_2(1,0) = z_2 + z_3$, а $f_0(0,0) = f_1(0,1) = f_3(1,1) = z_5$. Выбираем из тал. 2 схему разложения 2, функцию $f_2(1,0) = z_2 + z_3$ реализуем клапаном ИЛИ. Схема реализации функции представлена на рис. 4.

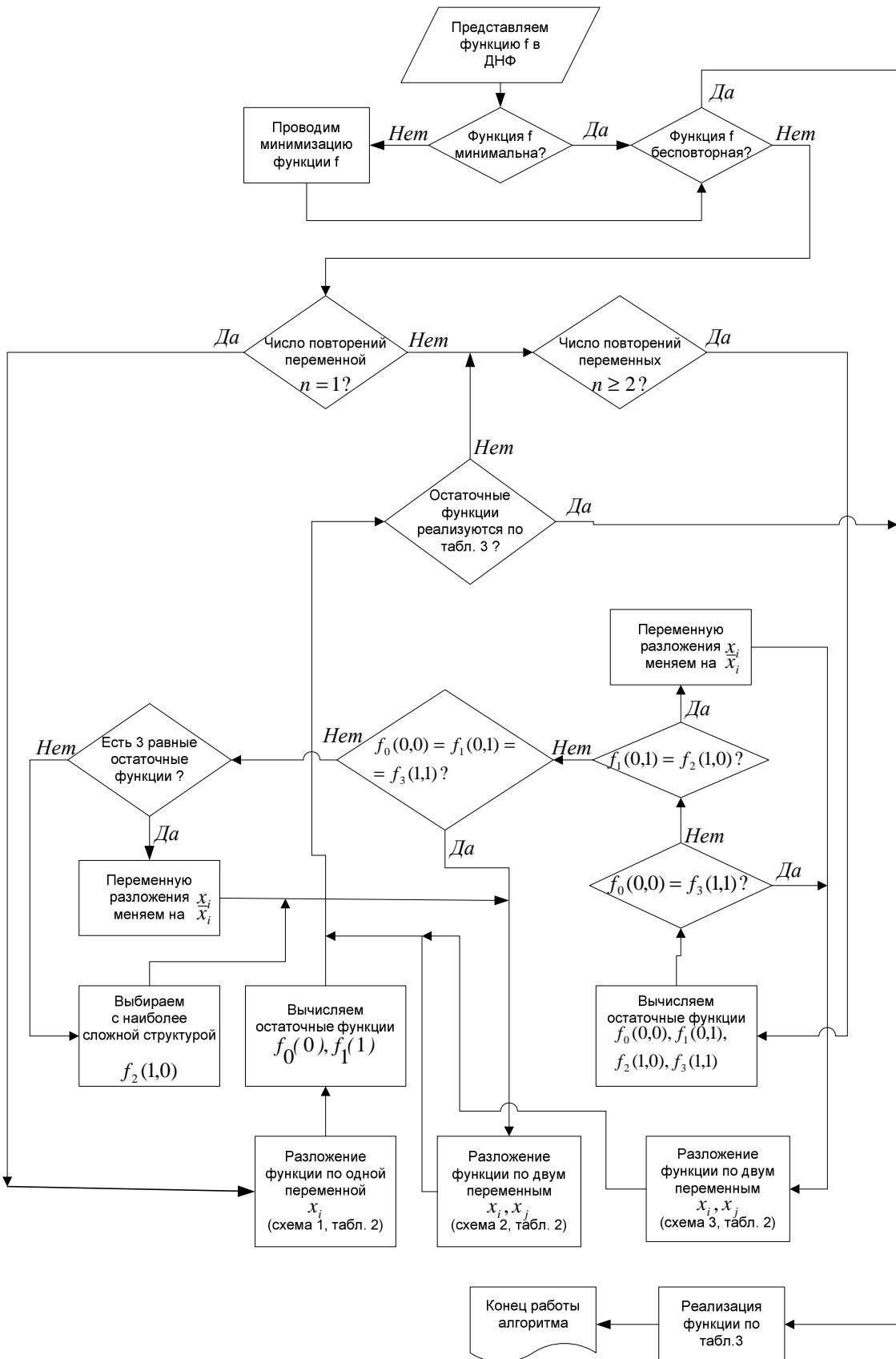


Рисунок 3 – Алгоритм синтеза схем

Таблиця 3

Функция входов	Настройка входов				Функция на выходе 2
	12	1	3	32	
$y = x_3 (\bar{x}_1 + x_4) + x_1 x_2 \bar{x}_4$	x_1	x_2	x_3	x_4	$y = x_3 (\bar{x}_1 + x_4) + x_1 x_2 \bar{x}_4$
	x_1	x_2	x_3	0	$y = \bar{x}_1 x_3 + x_1 x_2$
	x_1	x_2	0	x_4	$y = x_1 x_2 \bar{x}_4$
	x_1	0	x_3	x_4	$y = x_3 (\bar{x}_1 + x_4)$
	x_1	x_2	1	x_4	$y = \bar{x}_1 + x_4 + x_2$
	x_1	1	x_3	x_4	$y = x_3 + x_1 \bar{x}_4$
$y = \bar{x}_1 x_3 + x_1 x_2$	x_1	x_2	x_3	0	$y = \bar{x}_1 x_3 + x_1 x_2$
	x_1	x_2	0	0	$y = x_1 x_2$
	x_1	0	x_3	0	$y = \bar{x}_1 x_3$
	x_1	x_2	1	0	$y = x_2 + \bar{x}_1$
	x_1	1	x_3	0	$y = x_1 + x_3$

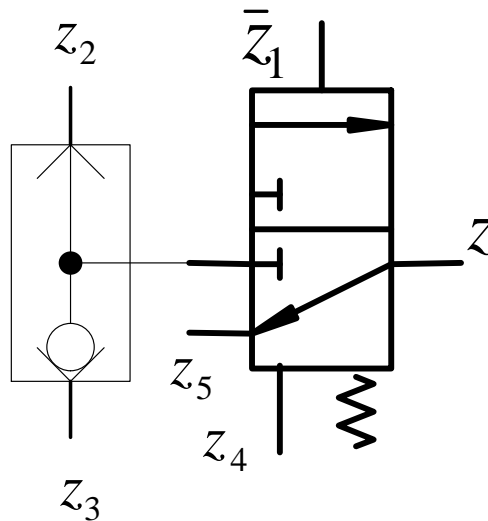


Рисунок 4 – Схема реализации функции z

Несмотря на то, что предложенный алгоритм предоставляет возможность синтезировать минимальные по числу аппаратов схемы, остаются нерешенными проблемы, связанные с упрощением самого алгоритма синтеза схем.

Литература

1. Cherkashenko M. and ets. Synthesis of discrete control systems of industrial robots // Automation and Remote Control (USA). – 1981.–№5.–P. 148–153.
2. Cherkashenko M. Computer-aided design of diskret control fluid pover system. 2 Internationales Fluidtechnishes colloquium. Germany. 15–17 marz. – 2000. Band 1. – P. 495–500.

3. Cherkashenko M. Synthesis of schemes of hydraulic and pneumatic automation. International Fluid Power Symposium in Aachen, Germany. 20–22 March. 2006.– Fundamentals. The report N1.– P.147–154.
4. Черкашенко М.В. Синтез пневматических логических схем устройств управления системами пневмо- и гидроприводов. Пневматика и гидравлика. Приводы и системы управления. – М.: Машиностроение, 1984.– Вып. 10.– С. 144–149.
5. Черкашенко М.В. Синтез логических схем пневмогидроавтоматики. Часть 1. Состояние проблемы. Математические модели. Часть 2. Методы. Примеры реализации, рекомендации // Інтегровані технології та енергозбереження, 2001.– №4.– С. 83–91.
6. Backe W., Weingarten F. Stand der technik und entwicklungstendenzen in der pneumatic // Olhydraulik und pneumatik. – 1982. – № 4. – P. 241–254.
7. Belforte G. Progettazione di circuiti pneumatici par sistemi flessibili e con intelligenza artificiale: aspetti energetici // Fluid apparecchiature idrauliche e pneumatiche.– 1983.– N 225.– P. 65–69.
8. Черкашенко М.В. Методы автоматизированного проектирования логических схем систем гидро- и пневмоприводов. (Обзор).– М.: ВНИИТЭМР.– 1988.– 38 с.
9. Черкашенко М.В. Анализ многовыходных схем гидропневмоавтоматики// Інтегровані технології та енергозбереження.– 2005.– №4.– С. 120–125.
10. Черкашенко М.В. Многофункциональный пневматический логический модуль. А.С. СССР №1015365 Оpubl. в Б.И. №16 1983.
11. Черкашенко М.В. Многофункциональный пневматический логический модуль. А.С. СССР №1026137 Оpubl. в Б.И. №24 1983.

Bibliography (transliterated)

1. Cherkashenko M. and ets. Synthesis of discrete control systems of industrial robots Automation and Remote Control (USA). – 1981.–#5.–P. 148–153.
2. Cherkashenko M. Computer-aided design of diskret control fluid pover system. 2 Internationales Fluid-technishes colloquium. Germany. 15–17 marz. – 2000. Band 1. – P. 495–500.
3. Cherkashenko M. Synthesis of schemes of hydraulic and pneumatic automation. International Fluid Power Symposium in Aachen, Germany. 20–22 March. 2006.– Fundamentals. The report N1.– P.147–154.
4. Cherkashenko M.V. Sintez pnevmaticeskikh logicheskikh shem ustrojstv upravlenija sistemami pnev-mo- i gidroprivodov. Pnevmatika i gidravlika. Privody i sistemy upravlenija. – М.: Mashinostroe-nie, 1984.– Vyp. 10.– p. 144–149.
5. Cherkashenko M.V. Sintez logicheskikh shem pnevmogidroavtomatiki. Chast' 1. Sostojanie problemy. Matematicheskie modeli. Chast' 2. Metody. Primery realizacii, rekomendacii Інтегровані tehnologiiі ta energozberezhennja, 2001.– #4.– p. 83–91.
6. Backe W., Weingarten F. Stand der technik und entwicklungstendenzen in der pneumatic Olhydraulik und pneumatik. – 1982. – # 4. – P. 241–254.
7. Belforte G. Progettazione di circuiti pneumatici par sistemi flessibili e con intelligenza artificiale: aspetti energetici Fluid apparecchiature idrauliche e pneumatiche.– 1983.– N 225.– P. 65–69.
8. Cherkashenko M.V. Metody avtomatizirovannogo proektirovanija logicheskikh shem sistem gidro- i pnevmoprivodov. (Obzor).– М.: VNIITJeMR.– 1988.– 38 p.
9. Cherkashenko M.V. Analiz mnogovyhodnyh shem gdropnevmoavtomatiki Інтегровані tehnologiiі ta energozberezhennja.– 2005.– #4.– С. 120–125.
10. Cherkashenko M.V. Mnogofunkcional'nyj pnevmaticeskij logicheskij modul'. A.S. SSSR #1015365 Opubl. v B.I. #16 1983.
11. Cherkashenko M.V. Mnogofunkcional'nyj pnevmaticeskij logicheskij modul'. A.S. SSSR #1026137 Opubl. v B.I. #24 1983.

УДК 62-82.001.2

Черкашенко М.В.

СИНТЕЗ СХЕМ ГІДРОПНЕВМОАВТОМАТИКИ

Подання розробленого автором методу безроздільної декомпозиції рівнянь у сучасній редакції, що враховує останні розробки, і що дозволяє синтезувати мінімальні по числу елементів і модулів схеми гідропневмоавтоматики

Cherkashenko M.

SYNTHESIS OF SCHEMES OF HYDROPNEUMOAUTOMATICS

Representation of the method of undivided decomposition of equations developed by the author in the modern edition considering last development, and allowing to synthesize minimal on quantity of elements and modules of the scheme of hydraulic and of pneumatic systems controls

ОПТИМИЗАЦИЯ ОДНОМАССОВОГО АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С ВЕКТОРНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ МЕТОДОМ ДИАГРАММ КАЧЕСТВА УПРАВЛЕНИЯ

Введение. В [1] разработан новый способ параметрической оптимизации астатических (условно устойчивых) электромеханических систем автоматического регулирования методом диаграмм качества управления (ДКУ) по критерию максимальной добротности и запаса устойчивости (МДУ). Данный метод обеспечивает сбалансированное улучшение указанных показателей качества управления по сравнению с традиционными критериями. Его эффективность была неоднократно подтверждена на примерах электроприводов (ЭП) постоянного тока, построенных по принципу систем подчиненного регулирования (СПР) с регуляторами скорости различного порядка астатизма.

Вместе с тем в последние годы происходит вытеснение традиционного для большинства ответственных машин и механизмов глубоко-регулируемого ЭП постоянного тока. Ему на смену приходит ЭП переменного тока на базе короткозамкнутого асинхронного двигателя (АД) с векторным управлением. Он также строится по принципу СПР с использованием типовых настроек и астатических регуляторов скорости [2].

Указанная тенденция и особенность построения частотно-регулируемого асинхронного ЭП обосновывают актуальность и возможность дальнейшего улучшения его динамических характеристик. При этом целесообразным представляется применение ранее апробированного метода ДКУ.

Оптимизация систем векторного управления асинхронным ЭП будет способствовать ускорению перехода регулируемого ЭП с двигателями постоянного тока к более простым и надежным системам с двигателями переменного тока. Это позволит сократить расходы на их ремонт и обслуживание. Учитывая, что коэффициент полезного действия асинхронных машин выше, чем у двигателей постоянного тока, это также ведет к энергосбережению, что еще раз подтверждает актуальность проводимых исследований. Кроме того, улучшение динамики асинхронного ЭП повлечет за собой повышение производительности и качества выпускаемой продукции.

Постановка задач исследования. Целью работы является оптимизация двукратно интегрирующего одномассового асинхронного электропривода с векторным управлением методом диаграмм качества управления. Поставленная цель может быть достигнута решением следующих задач: 1) построением ДКУ для одноканальной структуры частотно-управляемого асинхронного ЭП; 2) выбором параметров астатического регулятора скорости на линии МДУ; 3) проведением сравнительного анализа динамических показателей переходных процессов в традиционно настроенной и оптимизированной одноканальной и полной двухканальной структурах асинхронного ЭП; 4) оценкой сопутствующего расширения допустимых пределов изменения момента инерции электропривода.

Материалы исследования. Как известно [2], система векторного управления асинхронным одномассовым ЭП состоит из двух взаимозависимых каналов: стабилизации потокосцепления ротора ψ_r и регулирования скорости двигателя ω . Каждый из них строится по принципу СПР с типовой настройкой контуров тока, потокосцепления и скорости. Как правило, для придания системе астатизма по возмущающему воздействию в канале регулирования скорости используют ПИ регулятор (ПИ – РС), вследствие чего сам канал, да и вся система становятся двукратно интегрирующими.

Принадлежность асинхронного ЭП с векторным управлением к многократно интегрирующим системам подтверждает возможность его оптимизации методом ДКУ по критерию МДУ [3]. Однако наличие двух каналов и взаимовлияния между ними не позволяет сразу применить метод ДКУ. Поэтому в проводимых исследованиях автором приняты следующие допущения: 1) возможность в оптимизационных расчетах методом ДКУ использования одноканальной структуры вместо полной двухканальной с учетом компенсации внутренних перекрестных связей в структуре АД; 2) обеспечение работы одноканальной системы регулирования скорости АД при установившемся значении потокосцепления ротора ψ_r ; 3) предварительная настройка внешнего контура тока с регулятором РТ2 на модульный оптимум с последующим использованием упрощенной передаточной функции контура в виде

$$W_{KT}(p) = \frac{1/K_T}{(4T_{\mu}K_2p + 1)}; \tag{1}$$

4) компенсация внутренней обратной связи по ЭДС двигателя звеном с передаточной функцией

$$W_{K.O.C.(E)}(p) = \frac{2T\mu ZpK_rK_r}{Ls\sigma K_n K_{dc}}; \quad (2)$$

5) достаточного широкий диапазон изменения приведенного момента инерции.

С учетом вышеизложенных допущений, одноканальная структура одномассового асинхронного ЭП с векторным управлением представлена на рис.1.

В формулах (1), (2) а также на структурной схеме приняты обозначения в соответствии с [2].

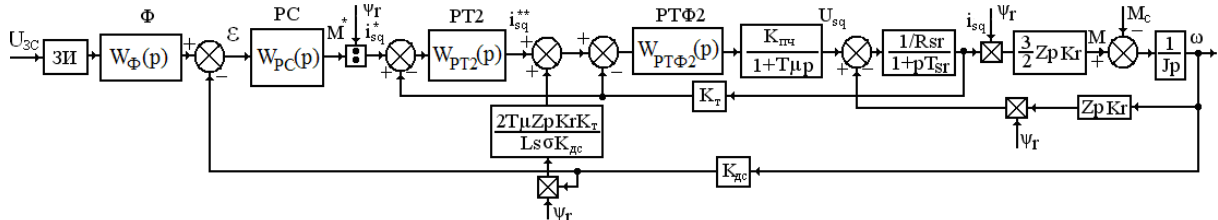


Рисунок 1 – Одноканальная структура асинхронного ЭП

Для проведения исследований выбран АД типа МТКФ 312-8 со следующими параметрами: $P_n=13$ кВт; $n_n=690$ об/мин; $U_n=380$ В; $I_n=31,8$ А; $I_0=27,7$ А; $\cos\phi_0=0,088$; $\cos\phi=0,63$; $\eta=76$ %; $GD^2=1,55$ кг м²; $R_s=0,45$ Ом; $X_{s1}=0,53$ Ом; $R'_r=0,64$ Ом; $X'_{r1}=0,42$ Ом и преобразователь частоты, для которого $K_{пр}=38$; $T_\mu=0,002$ с.

В результате расчетов для полной двухканальной структуры асинхронного ЭП, представленной на рис. 2, получено: $K_1=0,4129$; $K_2=0,7065$; $Kr=0,9808$; $Zp=4$; $Tsr=0,0028$ с; $Rsr=1,0657$ Ом; $J=0,3875$ кг м²; $T_M=0,012$ с; $Tr=0,1088$ с; $Ls=0,07$ Гн; $Lm=0,0683$ Гн; $\sigma=0,0428$. При $U_{3c}=U_{3п}=10$ В учтем, что: $K_1=0,1258$ В/А; $K_{dc}=0,1384$ Вс, $K_n=14,6326$ В/Вб.

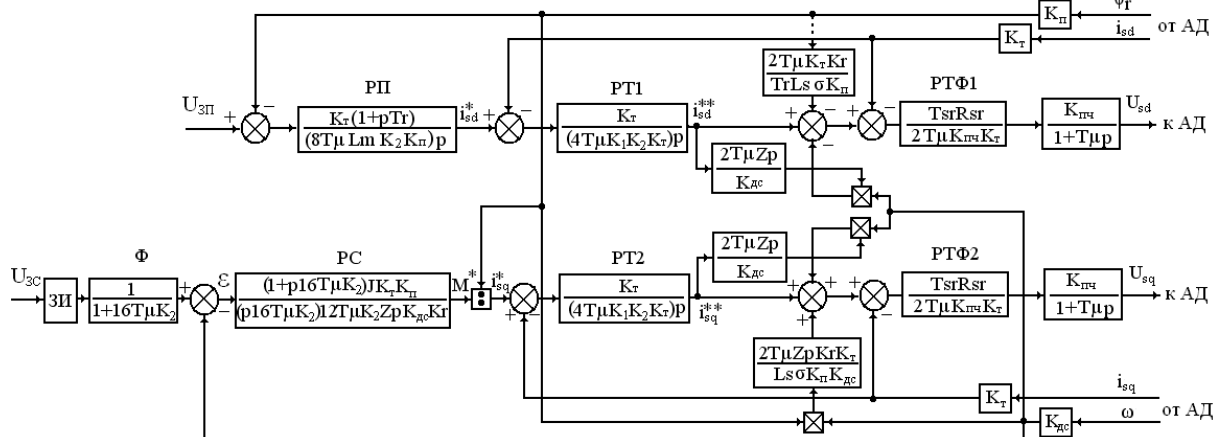


Рисунок 2 – Структурная схема системы векторного управления с компенсацией перекрестных обратных связей объекта управления

Для значений передаточных функций регуляторов рис. 1 и рис. 2 имеем:

$$W_{PT\Phi 1}(p) = W_{PT\Phi 2}(p) = 0,1568; \quad (3)$$

$$W_{PT1}(p) = W_{PT2}(p) = \frac{428,49}{p}; \quad (4)$$

$$W_{PC}(p) = \frac{K_{PC}(\tau_{PC}p + 1)}{\tau_{PC}p} = \frac{7,75(0,0226p + 1)}{0,0226p}; \quad (5)$$

$$W_{PI}(p) = \frac{1,2089 (0,1088 p + 1)}{0,1088 p} \quad (6)$$

На діаграмах якості управління лінійних систем з послдовальним коректуючим пристроєм в формі ПІ – РС, по ординаті відкладають значення його коефіцієнта передачі K_{PC}/τ_{PC} , а по абсцисі значення постійної часу τ_{PC} [3]. Для зручності та підвищення наглядності процесу оптимізації штучно введемо безрозмірні змінні k та b в коефіцієнт посилення та постійну часу регулятора швидкості відповідно. Далі k та b будемо називати параметрами регулятора швидкості. При цьому одержимо наступну передаточну функцію ПІ – РС:

$$W_{PC}(p) = \frac{k \cdot 7,75 (b \cdot 0,0226 p + 1)}{0,0226 p} = \frac{k \cdot 343 (b \cdot 0,0226 p + 1)}{p} \quad (7)$$

Виконаємо побудову ДКУ асинхронного ЕП, використавши одноканальну двократноінтегруючу структуру рис. 1, без урахування задатчика інтенсивності та фільтра на вході системи.

Для заданих параметрів ЕП на рис.3 в координатах k та b ПІ – РС приведена розрахована ДКУ лініями рівного рівня перерегулювання.

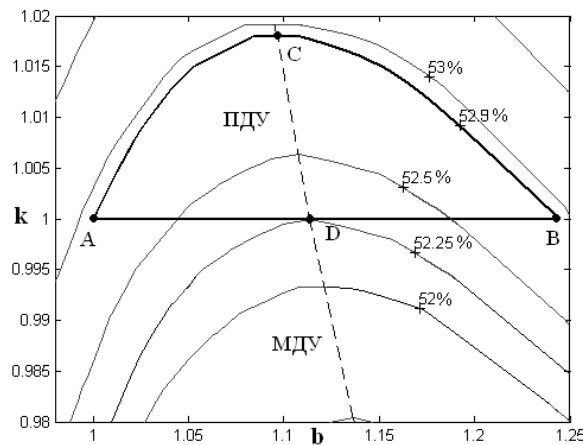


Рисунок 3 – Діаграма якості управління

Ізолінії перерегулювання мають дугообразний вигляд з явним вираженим максимумом і промаркировані в відсотках. Через точки максимумів цих кривих проведена штрихова лінія максимальної добротності та запасу стійкості – лінія МДУ. Будь-яка точка поза лінією МДУ має приєднану замкнуту область підвищеної добротності та запасу стійкості (ПДУ), яка утворюється перетинанням дугообразної ізолінії перерегулювання та прямої лінії рівня коефіцієнта передачі k . Наприклад, для точки А ($k=1; b=1$), відповідної початковій налаштуванню системи на симетричний оптимум з перерегулюванням 52,9 %, область ПДУ виділена жирним і обмежується буквами АСВD. Відмітки дугообразної та прямої ліній від точки А до точки В є верхньою та нижньою її межами. Важливо зауважити, що в області ПДУ будь-яка внутрішня точка має значення перерегулювання менше 52,9 % та коефіцієнт передачі більше 1.

Таким чином, точки відрізка CD лінії МДУ всередині цієї області дають найбільш збалансоване покращення налаштування з нульовим значенням їх площей ПДУ. При цьому точка С з координатами $k=1,017; b=1,09$ на лінії МДУ забезпечує найбільше значення добротності системи $k=1,017$ при початковому значенні перерегулювання 52,9 %, а точка D з координатами $k=1; b=1,12$ має найбільший запас стійкості при початковому значенні добротності. Необхідно додати, що налаштування системи рис.1 в точці С дозволяє при прийнятних параметрах ЕП збільшити добротність на 1,7 %, а в точці D – знизити початкове перерегулювання 52,9 % до 52,25 %. Точка В як і точка початкової налаштування А віддалена від лінії МДУ. Вона має аналогічний резерв покращення якості управління.

Для обох випадків оптимізації параметри ПІ – РС повинні бути приведені в відповідність з знайденими значеннями k та b . Тому для точок С та D маємо наступні оптимізовані значення передаточних функцій РС:

$$W_{PC}^C(p) = \frac{1,017 \cdot 343(1,09 \cdot 0,0226 p + 1)}{p}; \quad (8)$$

$$W_{PC}^D(p) = \frac{1 \cdot 343(1,12 \cdot 0,0226 p + 1)}{p}. \quad (9)$$

Проверим адекватность полученных оптимальных настроек ПИ – РС для полной структуры рис. 2 асинхронного ЭП.

Переходные процессы по скорости, соответствующие исходной А и двум оптимальным точкам С и D настройки для одноканальной ω^* и полной ω структур асинхронного ЭП приведены на рис. 4 а), б) и в), г) – соответственно.

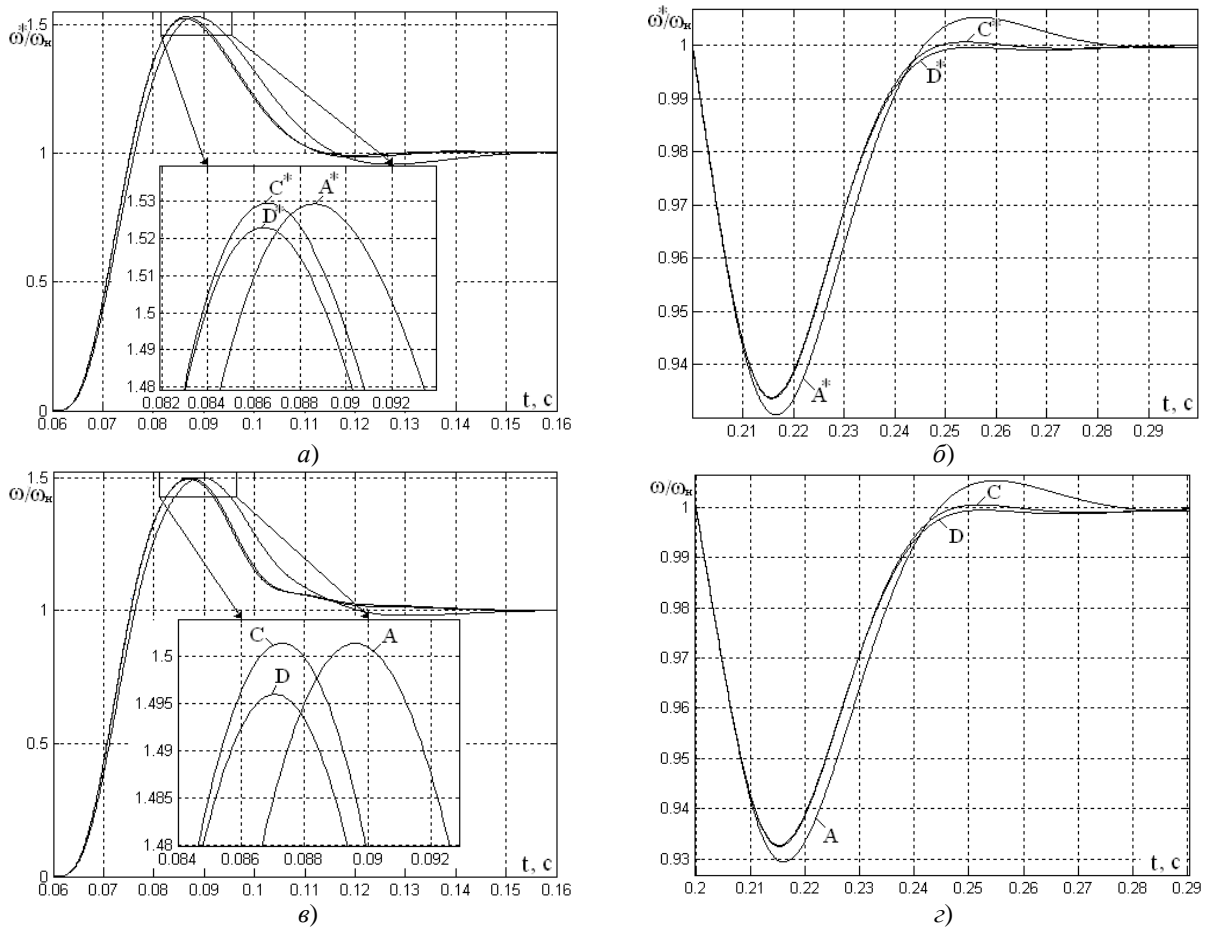


Рисунок 4 – Переходные процессы в одноканальной и полной системе векторного управления АД

При моделировании были проведены следующие опыты: разгон на холостом ходу – а), в) и наброс номинальной нагрузки в установившемся режиме – б), г).

Анализ переходных процессов в одноканальной структуре (рис. 4 а, б) показал преимущества оптимальных настроек перед исходной. Это выражается не только в улучшении основных показателей качества управления (перерегулирование, время первого согласования), но и в уменьшении динамической ошибки регулирования скорости при номинальном ступенчатом возмущающем воздействии. Оптимизация полной структуры асинхронного ЭП с векторным управлением рис. 2 дала аналогичные результаты (см. рис. 4 в, г) с сохранением всех преимуществ настроек по критерию МДУ. Основные показатели качества управления для одноканальной и полной структур сведены в табл. 1.

Таким образом, подтверждена возможность эффективного применения метода ДКУ для оптимизации одномассового двукратно интегрирующего асинхронного ЭП, представленного полной двухканальной

структурой при изначальной оптимизации упрощенной одноканальной структуры и последующим использованием полученных результатов. Кроме того, доказана правомерность использования принятых при исследованиях допущений.

В некоторых промышленных ЭП момент инерции механизмов может изменяться в достаточно широких пределах, что отрицательно сказывается на динамических свойствах и устойчивости системы в целом [5]. Свойство системы изменять режим работы при отклонениях того или иного ее параметра от расчетного значения называется чувствительностью.

Одним из преимуществ критерия МДУ является сопутствующее сбалансированному улучшению качества управления системы, уменьшение ее параметрической чувствительности. Это позволяет, в частности, расширить допустимые пределы изменения приведенного момента инерции.

Оценим изменение параметрической чувствительности в системе рис. 2 с исходными и оптимизированными параметрами. В качестве оценки чувствительности используем функции чувствительности [6]. Они представляют собой частные производные принятого показателя качества системы по каждому i -ому параметру

$$S_{R_i}^{Q_j} = \left(\frac{\partial Q_j}{\partial R_i} \right)_{R_i=R_{i0}}, \quad (10)$$

где Q_j – j -тый показатель качества регулирования системы; и ее R_i -й параметр с исходным значением R_{i0} .

Для сравнения то же самое сделаем для одноканальной структуры рис. 1, что поможет убедиться в правильности применения критерия МДУ.

Проведем расчет параметрической чувствительности систем рис. 1 и рис. 2 для всех рассмотренных выше настроек. Показателем качества регулирования при этом примем квадратично-интегральную оценку (КИО) ошибки регулирования ε . Расчет значений функций чувствительности произведем заменой значения частной производной в (10) на отношение приращений значений величин. Результаты расчета функций чувствительности по моменту инерции J сведены в табл. 1.

Таблица 1 – Основные показатели качества управления

Настройка		$\sigma, \%$	$t_{\text{пер}} 10^{-3}, \text{с}$	$t_{01} 10^{-3}, \text{с}$	$S_J^{\text{КИО}}$
Одноканальная структура	A(k=1, b=1)	52,9	130	76,7	0,47
	C(k=1,017, b=1,09)	52,9	108	75,5	0,3
	D(k=1, b=1,12)	52,25	110	75,6	0,28
Двухканальная структура	A(k=1, b=1)	50,2	116	76,4	0,42
	C(k=1,017, b=1,09)	50,2	114	75,2	0,28
	D(k=1, b=1,12)	49,5	115	75,3	0,27

Анализ данных в табл. 1, показал, что, как и ожидалось, при оптимизации системы помимо улучшения всех основных ее показателей качества управления имеет место уменьшение функций параметрической чувствительности. Для одноканальной структуры – на 67,8 %, а для полной – на 55,5 %. В целом полная модель асинхронного ЭП с векторным управлением приобрела те же свойства, что и оптимизированная одноканальная структура. При этом некоторое уменьшение эффективности настройки по критерию МДУ для полной структуры можно объяснить остаточным влиянием полностью недокомпенсированных внутренних перекрестных обратных связей.

Проведем количественную оценку расширения допустимых пределов изменения моментов инерции в исходном и оптимизированном на максимум добротности и минимум перерегулирования двухканальном ЭП.

Исследованиями установлено, что система значительно хуже воспринимает уменьшение момента инерции ЭП, чем его увеличение. Это объясняется тем, что уменьшение J фактически соответствует увеличению коэффициента усиления регулятора K_{PC} и приводит к росту колебательности. Поэтому расчетное значение J необходимо выбирать на уровне возможного минимального его значения.

Некоторое затягивание переходного процесса происходит при принимаемом нами варианте увеличения момента инерции по сравнению с расчетным, равным 0,3875 кг м². Условно договоримся, что при исходном значении перерегулирования 50,2 % допустимым является его значение 58,8 %. Тогда исходная система позволяет увеличить момент инерции J в 4 раза, а настроенная на максимум добротности – в 5,65 раз, что соответствует расширению допустимого предела изменения момента инерции на 41,25 %.

Система, оптимізована на максимум запаса устойчивости, исходно имеющая перерегулирование 49,5 %, позволяет увеличить J в 6,2 раза, что соответствует расширению допустимого предела изменения момента инерции на 55 %. Полученные результаты свидетельствуют о повышении робастности системы и правильности рассчитанных ранее функций параметрической чувствительности.

Выводы. Достигнута оптимизация одномассового двукратноинтегрирующего асинхронного электропривода с векторным управлением методом диаграмм качества управления. Этим подтверждена эффективность использования метода ДКУ для улучшения динамических характеристик асинхронного ЭП. Оптимизация ЭП на максимальную добротность и запас устойчивости расширила допустимые пределы изменения момента инерции $J_{\min} \div J_{\max}$ соответственно – в 5,65 раз ($0,3875 \div 2,19$ кг м²) и в 6,2 раза ($0,3875 \div 2,4$ кг м²), что на 41,25 % и 55 % больше чем в исходно настроенной системе, в которой этот допустимый предел принят $0,3875 \div 1,55$.

В целом полученные результаты благоприятно будут сказываться на надежности, уменьшении брака выпускаемой продукции и связанной с этим экономии энергоресурсов.

Литература

1. Гуль А.И., Параметрична оптимізація багатократно інтегруючих електромеханічних з критерію максимальної добротності та запасу стійкості. Автореф. дис. докт. техн. наук. Харків: НТУ «ХПІ», 2004. 32 с.
2. Слежановский О.В., Дацковский И.С., Кузнецов И.С. и др. Системы подчиненного регулирования электропривода переменного тока с вентильными преобразователями. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 256 с.
3. Гуль А.И., Кунченко Т.Ю., Колесникова В.Д., Литвиненко Д.Г. “О диаграммах качества управления” Донецк: ДВ.– Н 34 Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: “Електротехніка і енергетика”, випуск 7 (128) С.285–286.
4. Гуль А.И. Комплексный критерий качества управления многократноинтегрирующих систем // Вестник Национального технического университета “ХПИ”.–Харьков: НТУ “ХПИ”.–2002. – Вып.12.– С.152–157.
5. Борцов Ю.А., Соколовский Г.Г. Автоматизированный электропривод с упругими связями. – 2-е изд., перераб. и доп. – СПб.: Энергоатомиздат. Санкт – Петербург. отд-ние.– 1992.– 288 с.
6. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования. Изд-во «Наука», Глав. редак. физ-мат. литер., М.: 1972.– 762 с.

Bibliography (transliterated)

1. Gul' A.I., Parametrichna optimizacija bagatokратно integrujuchih elektromehanichnih z kriteriju maksimal'noi dobrotnosti ta zapasu stijkosti. Avtoref. dis. dokt. tehn. nauk. Harkiv: NTU «HPI», 2004. 32 p.
2. Slezhanovskij O.V., Dackovskij I.S., Kuznecov I.S. i dr. Sistemy podchinennogo regulirovanija jelektroprivoda peremennogo toka s ventil'nymi preobrazovateljami. – M.: Jenergoatomizdat, 1983. – 256 p.
3. Gul' A.I., Kunchenko T.Ju., Kolesnikova V.D., Litvinenko D.G. “O diagrammah kachestva upravlenija” Donec'k: DV.– N 34 Naukovi praci Donec'kogo nacional'nogo tehničnogo universitetu. Serija: “Ele-ktrotehnika i energetika”, vipusk 7 (128) p.285–286.
4. Gul' A.I. Kompleksnyj kriterij kachestva upravlennija mnogokratnointegrirujushhih sistem Vestnik Nacional'nogo tehničnogo universitetu “HPI”.–Har'kov: NTU “HPI”.–2002. – Vyp.12.– p.152–157.
5. Borcov Ju.A., Sokolovskij G.G. Avtomatizirovannyj jelektroprivod s uprugimi svjazjami. – 2-e izd., pererab. i dop. – SPb.: Jenergoatomizdat. Sankt – Peterburg. otd-nie.– 1992.– 288 p.
6. Besekerskij V.A., Popov E.P. Teorija sistem avtomaticheskogo regulirovanija. Izd-vo «Nauka», Glav. redak. fiz-mat. liter., M.: 1972.– 762 p.

УДК 62-83

Литвиненко Д.Г.

ОПТИМІЗАЦІЯ ОДНОМАСОВОГО АСИНХРОННОГО ЕЛЕКТРОПРИВОДА З ВЕКТОРНИМ КЕРУВАННЯМ МЕТОДОМ ДІАГРАМ ЯКОСТІ КЕРУВАННЯ

У статті розглядається оптимізація двукратно інтегруючого одномассового асинхронного електропривода з векторним керуванням методом діаграм якості керування. Проводиться будівництво діаграм якості керування для одноканальної структури частотно-керуваного асинхронного ЕП та вибір параметрів

астатичного регулятора швидкості на лінії максимальної добротності та запасу стійкості. Виконується порівняльний аналіз динамічних показників перехідних процесів у традиційно налагодженій та оптимізованій одноканальній та повній двоканальній структурах асинхронного ЕП. Наводиться оцінка супроводжуючого розширення припустимих меж змінення моменту інерції електропривода.

Litvinenko D.G.

OPTIMIZATION OF SINGLE-MASS ASYNCHRONOUS ELECTRIC DRIVE WITH VECTOR CONTROL BY THE DIAGRAMS QUALITY CONTROL METHOD

In article construction of diagrams quality control for single-channel structure of the frequency-control asynchronous electric drive is considered, the choice of parameters of astatic speed regulator with use of the maximum good quality and a stability stock line is carried out. The comparative analysis of dynamic indicators of transients in traditionally adjusted and optimized single-channel and full two-channel structures of the asynchronous electric drive is made. The estimation of accompanying expansion of change admissible limits of the electric drive moment inertia is resulted.

УДК 544.4

Альями Д.А.М., Булавин В.И.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИСКУССТВЕННЫХ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ РАЗРАБОТКИ КАТАЛИЗАТОРОВ

Введение. Катализ играет важную роль практически во всех отраслях промышленности. Часто это ключ к созданию совершенно новой технологии или же повышение эффективности уже разработанных технологий. Поскольку большая часть всех промышленных процессов имеют каталитическую природу, введение инноваций в области катализа является важным для увеличения рентабельности производства в целом [1]. В настоящее время существуют методы автоматизированного высокопроизводительного эксперимента, которые дают возможность синтезировать сотни катализаторов в день. Это приводит к огромному количеству экспериментальных результатов [2], также как и при использовании литературных данных и методов планирования эксперимента [3].

Таким образом, необходимы методы для ускорения подбора и оптимизации каталитических систем и процессов, связанные с компьютерными вычислениями. Эти вычисления основаны на методах теоретической химии (квантовая химия, молекулярная динамика, моделирование по методу Монте-Карло). Они позволяют «наблюдать» каталитические явления на поверхности катализатора или в пористых телах, и приводят ко всестороннему пониманию катализаторов и катализа в атомном масштабе. Другая группа компьютерных методов – применение информатики к разработке катализаторов, которая выделяет использование ИНС и экспертно-системный подход. Последний требует больших экономических затрат и длительного времени для его создания. При использовании ИНС подобные затраты существенно уменьшаются [4].

Общие аспекты применения ИНС к каталитическим системам. Искусственная нейронная сеть представляет собой устройство параллельных вычислений, состоящее из множества простых процессоров (нейронов), которое моделирует простые биологические процессы, ассоциируемые с функционированием человеческого мозга. Каждый нейрон характеризуется своим текущим состоянием – он может быть возбужден или заторможен. Нейрон обладает группой синапсов – однонаправленных входных связей, соединенных с выходами других нейронов, а также имеет аксон – выходную связь данного нейрона, с которой сигнал (возбуждения или торможения) поступает на синапсы следующих нейронов [5]. Общий вид нейрона приведен на рисунке 1. Каждый синапс характеризуется величиной синаптической связи или ее весом w_i .

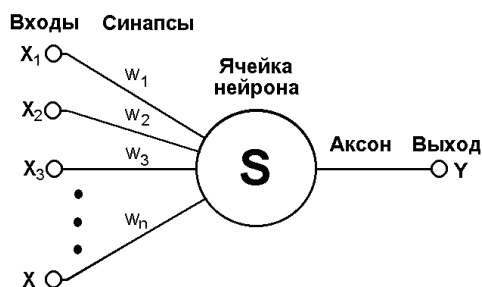


Рисунок 1 – Искусственный нейрон

Текущее состояние нейрона определяется, как взвешенная сумма его входов:

$$s = \sum_{i=1}^n x_i \cdot w_i . \quad (1)$$

Выход нейрона есть функция его состояния:

$$y = f(s) , \quad (2)$$

где функция $f(s)$ называется функцией активации и может иметь различный вид. Одной из наиболее широко применяемых является логистическая функция активации (сигмоида):

$$f(x) = \frac{1}{1 + e^{-\alpha x}} . \quad (3)$$

ИНС – адаптируемые и обучаемые системы; это свойство используется, чтобы изучить зависимость между рядом факторов и результатами, даже если отношение между ними теоретически не определено и нелинейно [6].

Как известно, в катализе исследователей интересует зависимость выхода продуктов, активности катализатора, степени превращения реагентов и селективности от дескрипторов катализатора. Последние пропорциональны отдельным компонентам катализатора, но они могут включать в себя также различные физико-химические свойства катализатора и условия реакции. Для получения нейронной сети, которая вычисляет приближение этой функциональной зависимости, требуется два этапа [7]:

1. Выбор соответствующей архитектуры, что в случае многослойного персептрона значит выбрать соответствующее количество скрытых слоев плюс соответствующее количество нейронов в каждом из них.

2. Произвести процесс обучения сети посредством интерактивного процесса корректировки синаптических весов и порогов. Величина, на которую должен измениться синаптический вес в ходе обучения, вычисляется с помощью соответствующего набора правил, называемого алгоритмом обучения.

Одна из самых известных структур нейронных сетей для контролируемого обучения – многослойный персептрон [7], который используется для классификации и прогнозирования. В многослойном персептроне нейроны сгруппированы в слои, как показано на рис. 2.

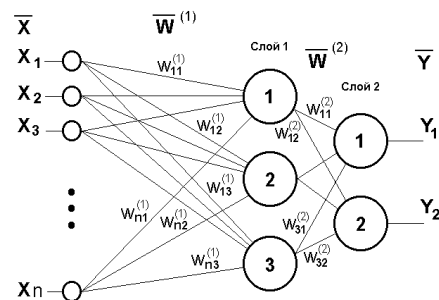


Рисунок 2 – Двухслойный персептрон

Не существует единого алгоритма обучения, подходящего для всех архитектур нейронных сетей [8]. Алгоритмы обучения отличаются друг от друга способом настройки синаптических весов нейронов. Для оценки качества обучения чаще всего используется среднеквадратичная ошибка, т.е. среднее квадратов расстояний между выходными значениями, которые сеть вычисляет для данной последовательности входных значений, и выходными значениями, которые были экспериментально определены для измеренных входных значений. После выбора соответствующего количества обучающих примеров и способа вычисления функции ошибки, обучение ИНС сводится (в общем случае) к задаче многоэкстремальной невыпуклой оптимизации [8].

Для решения этой задачи используют различные итерационные алгоритмы. В первые десятилетия после возникновения ИНС, применяли версию градиентного алгоритма, называемую алгоритмом обратного распространения. Этот алгоритм используется для обучения многослойных нейронных сетей с последовательными связями с целью минимизации среднеквадратичного отклонения текущего выхода от желаемого. В настоящее время с алгоритмом обратного распространения успешно конкурирует метод Левенберга-Марквардта [1], который сочетает методы градиентного спуска и квадратичной оптимизации Гаусса-Ньютона с оценкой вторых производных с помощью Якобиана. По сравнению с алгоритмом обратного распространения, метод Левенберга-Марквардта предъявляет более высокие требования к памяти ЭВМ и существенно сложнее в реализации. Однако его скорость сходимости увеличивается с линейной на квадратичную вблизи минимума, тогда как алгоритм обратного распространения сходится лишь линейно [1, 9].

После завершения обучения, ИНС способна обобщать результаты на новые наблюдения. Но наилучшая подгонка данных, используемых для обучения, не обязательно влечет за собой лучшее обобщение для неизвестной зависимости [9]. Оценка качества искомого приближения требует независимый набор тестовых данных, которые невидимы для сети во время обучения. Главной проблемой при этом явлении переобучения, то есть хорошая подгонка на обучающих данных сопровождается плохим соответствием для тестовой выборки. Для уменьшения этого явления был разработан наиболее эффективный метод ранней остановки или байесовской регуляризации [9]. Контроль процесса обучения производится в соответствии с механизмом кросс-проверки, при котором часть обучающих наблюдений резервируется и в обучении не используется. Вместо этого, по мере работы алгоритма, они используются для независимого контроля результата. По мере обучения ИНС ошибка убывает, в противном случае обучение останавливают [9].

Архитектура обученной нейронной сети и отображение, вычисленное сетью, представляют собой знания о закономерностях, которые содержались в используемых для обучения сети данных: о соотно-

шениях между входными и выходными переменными, например, между составом катализатора и выходом вещества. Однако, за исключением соотношений малой размерности, которые могут быть визуализированы, такое представление не легко понятно человеку, так как это очень далеко от символического и блочного способов человеческого перцептрона. Поэтому были разработаны различные методы извлечения знаний, пытаюсь превратить архитектуру сети и отображения вычислений в понятное для человека представление [3].

В катализе наиболее важной является следующая информация [3, 7]:

- об оптимумах аппроксимируемой зависимости, например, о составе катализатора, соответствующего максимальному выходу продукта в сети реакций.
- о логических правилах для зависимостей выходных переменных от входных переменных, т. е. последствия общего вида, если входные переменные выполняют некоторые особые входные условия, то выходные переменные могут подобно выполнять некоторые особые выходные условия.

Методы извлечения знаний из данных с помощью ИНС являются подклассом группы методов «data mining» – разведки данных с целью извлечения логических правил из них. К ним обычно относят следующие методы извлечения [3]:

- ассоциативных правил из эмпирических распределений;
- правил, основанных на проверке статистических гипотез;
- правил классификации из различных видов деревьев классификации.

Однако, в то время как остальные методы извлечения правил являются прямыми методами, т.е. они извлекают правила непосредственно из данных, все различные существующие методы, основанные на ИНС, извлекают их не прямо из данных, а из приближения, рассчитанного нейронной сетью, обученной на данных [9].

Применение ИНС в комбинаторном катализе. Комбинаторный катализ (КК) – это систематическое приготовление, обработка и тестирование большого разнообразия библиотек химически и физически различных материалов методами высокопроизводительного эксперимента. При использовании комбинаторного катализа для открытия качественных каталитических материалов требуются считанные часы по сравнению с месяцами и годами при традиционных методах разработки [2]. Важнейшими проблемами в КК являются высокопроизводительные экспериментальные средства и обработка данных. Большое количество переменных в исследуемой задаче и применение сложных алгоритмов оптимизации для высокопроизводительного эксперимента делают сложной прямую человеческую интерпретацию данных. Для решения этой проблемы наиболее широкое применение имеют ИНС [5].

Если вначале методы искусственного интеллекта в КК использовались для разработки твердых катализаторов [4], то в настоящее время ИНС применяются для [1]:

- моделирования трёхфазной фильтрации с учетом состава катализатора, коррелирующие переменные состава с каталитической производительностью;
- разработки кинетических моделей, соотносящие условия реакции с каталитической производительностью;
- разработки реактора с оптимальным размещением катализатора и конструкцией реактора.

Последнее применение относится к моделированию экспериментальных кинетических данных для быстрого получения моделей «черного ящика». Эти модели на основе ИНС позволяют определить, какие условия реакции необходимы для оптимальной каталитической производительности каждого материала [10].

ИНС также широко используются в катализе для моделирования взаимосвязи между составом катализатора и каталитической активностью [11]. Искусственные нейронные сети, не требующие предварительных знаний о математической функции, описывающей эти соотношения, хорошо подходят для многопараметрического моделирования в комбинаторном катализе, для разработки новых активных и селективных материалов. Для этого используют ИНС различных архитектур, и прошедшую лучше всего обучение сеть используют для прогнозирования состава материала, который, как ожидается, дает высокие выходы продукта реакции. Экспериментальное подтверждение предсказанных результатов показывает, что ИНС очень хорошо подходят для прогнозирования производительности катализатора, состав которого не содержался в наборе данных, на которых было основано обучение.

Способность ИНС для оценки деактивации катализаторов была рассмотрена Kito с соавторами [12] на примере реакции конверсии метанола на dealюминированных морденитах. ИНС была успешно применена для оценки зависимости константы скорости деактивации от возможных факторов, контролирующей деактивацию катализатора. Входной слой содержал 4 элемента, которые представляют входные данные: соотношение Si/Al, степень ионного обмена Va, степень ионного обмена La и доля сильнокислотных участков. Выходной слой состоял из одного элемента, представляющего значения константы скорости деактивации.

Hattori и Kito [4] использовали ИНС для оценки кислотности смешанных оксидов металлов. Дескрипторы входного слоя первоначально выбирались для каждого двойного оксида, и представляли собой валентность, координационное число, ионный радиус, электроотрицательность катиона металла и частичный заряд иона кислорода. Обучение, проходившее за $10^4 - 10^6$ итераций, было проведено на данных о силе кислотности для семейства из 19 комбинаций бинарных оксидов. Надежность прогноза была улучшена, когда условия горячего формирования бинарных оксидов были добавлены в набор дескрипторов.

ИНС для выбора и разработки катализатора обезвреживания автомобильных выхлопных газов использовали Miranda и Ramani [13]. Свыше 100 наборов литературных данных были использованы для разработки ИНС. Входной слой 45 дескрипторов (материал подложки катализатора, промотор, концентрации превращаемых веществ, состав предшествующих катализаторов и др.). Выходной слой соответствовал рабочим характеристикам предшествующих катализаторов (конверсия CO, углеводородов, и NO_x). Было рассмотрено различное количество элементов в двух скрытых слоях, и выбрана наиболее оптимальная архитектура ИНС: 45-24-24-3, где 24 элемента находятся в каждом скрытом слое, 45 во входном и 3 в выходном слое. В результате был разработан эффективный катализатор обезвреживания автомобильных выхлопных газов.

Holena и Vaerns [7] применяли ИНС для разработки катализатора окислительного дегидрирования пропана до пропена. Каждый многослойный персептрон, который аппроксимирует зависимость выхода пропена от соотношения массовых долей металлов в катализаторе, имел семь входных нейронов, соответствующих долям В, Fe, Ga, La, Mg, Mn, Mo, и один выходной нейрон, соответствующий выходу продукта. Они использовали персептроны с одним скрытым слоем. Для нахождения наиболее подходящего числа нейронов в скрытом слое были обучены персептроны с 1–20 нейронами. Их способность к обобщению, измеренная как среднеквадратическая погрешность данных испытаний, была сопоставлена посредством 22-разовой перекрестной проверки, использующей 216 катализаторов обучающей выборки и 10 катализаторов тестового набора. Для обучения ИНС использовался метод Левенберга-Марквардта как для ранней остановки, так и Байесовской регуляризации для нивелирования переобучения. В итоге оказалось, что зависимость выхода пропиена от состава катализатора была аппроксимирована ИНС, а также из обученной нейронной сети в заданной последовательности были извлечены логические правила.

Omata с соавторами [14] использовали ИНС для разработки катализатора одностадийного синтеза диметилового эфира. Гибридный катализатор состоял из окиси Cu-Zn-X и $\gamma - Al_2O_3$, где X – эффективная добавка. Для обучения сети были отобраны следующие элементы (X): В, К, Nb, Re, Cd, Ce, Sm и Tl. Изменение активности гибридного катализатора во времени было аппроксимировано обобщенной степенной функцией. Полученные параметры степенной функции и физико-химические свойства X-элементов использовались в качестве учебных данных для ИНС. Обученная сеть использовалась, чтобы предсказать активность гибридного катализатора, содержащего различный элемент X. Элементы Al, Ti, V, и Nb были предсказаны как подходящие, и состав оксидного катализатора был оптимизирован. Катализатор с оптимизированным составом показал устойчивые и высокие рабочие характеристики.

Разработка библиотек катализаторов с использованием ИНС. Основной целью создания каталитической библиотеки является создание смешанных катализаторов. Основные параметры в расчете гетерогенных каталитических библиотек следующие [15]:

1. число переменных элементов;
2. максимальное число компонентов в одном составе;
3. количественное соотношение компонентов;
4. общая сумма элементов.

Необходимым условием для создания вышеуказанной библиотеки является большое экспериментальное пространство, содержащее различные по составу катализаторы. Для извлечения закономерностей из этих массивов данных активно используют ИНС в комбинации с генетическими алгоритмами (ГА) или голографической стратегией исследования (ГСИ).

ГА представляют собой методы глобальной оптимизации, которые позволяют найти глобальный минимум многоэкстремальной целевой функции. В основу идеи положена имитация оптимизационных процессов, происходящих при эволюции живых организмов. ГА, предназначенные для оптимизации весовых коэффициентов ИНС, реализуют следующим образом [16]:

1. создается начальная популяция особей, каждая из которых имеет свою собственную «хромосому» – вектор весовых коэффициентов нейронной сети $\mathbf{w} = [w_1, w_2, \dots, w_n]^T$;
2. для каждой особи вычисляется функция приспособленности $\varepsilon(\mathbf{w})$, являющаяся мерой приспособленности особи к существованию;
3. формируется цикл (поколение) по стадиям:

- a) скрещивание;
- b) мутация;
- c) вычисление значения целевой функции для всех особей;
- d) селекция.

При комбинировании методов ИНС с ГА для разработки каталитических библиотек, вначале проводят «виртуальный» предварительный скрининг, используя прогнозы ИНС, что позволяет избежать испытание предположительно непригодных каталитических материалов. Такой подход использовали для разработки катализаторы окислительной димеризации метана, аммоксидирования пропана, окислительной дегидрогенизации пропана и эпоксидирования олефинов [17–21].

Cundari T. с соавторами [17] определили оптимальный состав катализатора аммоксидирования пропана. Мольные доли компонентов катализатора (P, K, Cr, Mo, Al_2O_3 и SiO_2) использовались как входные данные, а активность и селективность акрилонитрила – выходные данные. ИНС представляла собой оптимальную линейную комбинацию нейронной сети, которая использовалась для оценки выхода нового каталитического состава, полученного оптимизацией по ГА. Новый катализатор давал выход акрилонитрила 79 %, что выше, чем ранее достигнутый – 64 % [17].

Катализатор окислительной димеризации метана до этилена разработали Huang K. с соавторами [18]. Моделирование зависимости между составом катализатора и его активностью проводилось с помощью ИНС. Для увеличения эффективности оптимизации состава катализатора был предложен новый гибридный ГА для глобальной оптимизации. В этой работе также показано, что новый метод оптимизации катализатора очень эффективен и универсален.

Rodemerck U. с соавторами [19] разработали новый оптимальный состав катализатора окислительной дегидрогенизации пропана. Комбинируя обучаемую ИНС с ГА, фактически был проведен компьютерный эксперимент, целью которого было регулирование параметров контроля алгоритма оптимизации к специфическим требованиям по разработке катализатора.

В работе Sorina A. с соавторами [20, 21] использовалась техника «мягких» вычислений для обработки результатов высокопроизводительного эксперимента, включающего получение материалов, постсинтетическую обработку и тестирование катализатора. В итоге был оптимизирован каталитический материал на основе титана для эпоксидирования олефинов. Техника «мягких» вычислений использовалась и для улучшения планирования эксперимента.

Новый подход для разработки катализаторов, использующий специфические ГА, основанные на дескрипторах описан в работе Holena M. с соавторами [22]. Этот подход сохраняет преимущества ГА и избавляет от необходимости повторного осуществления алгоритма при изменении набора оптимизируемых материалов.

В обзоре [23] описан новый детерминистический алгоритм оптимизации для разработки библиотек катализаторов – голографическая стратегия исследования (ГСИ). ИНС определяют количественные зависимости в многомерном экспериментальном пространстве. Вследствие отсутствия надлежащих методов визуализации, эти зависимости качественно остаются скрытыми от исследователей. Однако, эта проблема может быть решена при использовании ГСИ. Голографическая визуализация экспериментальных точек в двух измерениях качественно показывает зависимости активность-состав. Принцип ГСИ основан на специальном двумерном представлении непрерывного многомерного экспериментального пространства. Исходным допущением является непрерывность большинства вариантов экспериментального пространства. Как следствие, у двух близких экспериментальных точек в данном многомерном пространстве должны быть сходные свойства. С помощью специального двумерного преобразования, применяющегося в этом подходе, сохраняется непрерывность многомерного экспериментального пространства. Голографическое расположение экспериментальных точек обеспечивает четкую визуализацию экспериментального пространства в целом.

По сравнению с ГА, ГСИ приводит к более высокой скорости оптимизации. Анализ модельных голограмм показал, что главный недостаток ГА – неструктурное расположение проверенных составов в данном экспериментальном пространстве, представленном модельной голограммой. После использования ГСИ могут быть распознаны качественные соотношения между составом и активностью, тогда как в каталитических библиотеках, полученных с помощью ГА, экспериментальные точки располагаются более беспорядочно. Поэтому применение ГА не позволяет сделать какие-либо выводы относительно зависимости активность-состав визуальным анализом голограмм. Использование ГА при большом композиционном разнообразии катализаторов приводит к испытанию многочисленных каталитически непригодных материалов [24].

Tomros с соавторами [25] использовали комбинацию ИНС с ГСИ для визуализации большого массива экспериментальных данных. Объект исследования – реакция взаимодействия монооксида углерода с водяным паром, для которой и разрабатывался оптимальный состав многокомпонентного катализатора

на основе ZrO_2 . Объединяя стратегии голографического поиска и ИНС, они провели «виртуальные» каталитические эксперименты для нахождения «виртуально» оптимальных составов и построения карты полной экспериментальной области в двух измерениях. Применение ИНС в качестве модели «черного ящика» для виртуальных каталитических тестов предполагает процесс обучения, который вовлекает нелинейную регрессию. Последняя использует каталитические результаты, полученные ранее во время оптимизации по ГСИ. Было показано, что Pt, Eu и Fe – основными компонентами катализатора, V – промотор, а добавки Ru, Sb, Co и Ge оказывают отрицательное воздействие на каталитическую активность.

При комбинировании методов ИНС с ГСИ авторами [26] разработана каталитическая библиотека для полного окисления метана при 350 °С. В первом поколении катализаторов наибольшим было значение 44 % конверсии метана, в то время как в 5-м наблюдалась практически полная конверсия. Для достижения этого результата сначала находили «виртуальные» оптимальные составы катализатора, после чего создавали карту экспериментального пространства в двух измерениях [26].

ГСИ является очень мощным инструментом, как в разработке каталитических библиотек, так и визуализации экспериментального пространства. Кроме того, сочетание ГСИ с ИНС является отличным способом для извлечения знаний. Таким образом может быть получена дополнительная информация об исследуемой каталитической системе [27].

Заключение. Применение ИНС для моделирования и прогнозирования в области экспериментального катализа – новый мощный инструмент, который может ускорить разработку и оптимизацию новых катализаторов.

ИНС хорошо подходят для моделирования зависимости между составом катализатора и реакционной способностью в комбинаторном катализе. Важная особенность этих моделей – это то, что они не требуют никакого теоретического знания или человеческого опыта во время процесса их обучения. Фундаментальные знания используются только для правильного структурирования данных (параметры, входные и выходные данные).

Даже если ничего не известно о математических функциях, описывающих зависимости параметров, ИНС может использоваться, чтобы извлечь знание из набора данных, полученных в высокопроизводительном эксперименте. Кроме того, из правильно обученной ИНС могут быть извлечены знания в виде правил. На более фундаментальном уровне ожидается, что исследователь сможет создавать гипотезы о функциях индивидуальных компонентов в механизме реакции, используя ИНС.

Модели, использующие предварительно обученную ИНС могут использоваться для дальнейшего расширения массива катализаторов, оптимизации и управления производственными процессами.

Литература

1. Diaconescu R., Dumitriu E. Applications of artificial neural networks in environmental catalysis // *Env. Eng. and Management J.* – 2005. – Vol.4.– P. 473–498.
2. Senkan S. Combinatorial Heterogeneous Catalysis – A New Path in an Old Field // *Angew. Chem. Int. Ed.*– 2001. – Vol. 40.– P. 312–329.
3. Rothenberg G. Data mining in catalysis: Separating knowledge from garbage // *Cat. Today.*– 2008.– Vol.137.– P. 2–10.
4. Hattori T., Kito S. Neural network as a tool for catalyst development // *Cat. Today.*– 1995. – Vol. 23.– P. 347–355.
5. Serra J., Corma A., Chica A. et al Can artificial neural networks help the experimentation in catalysis? // *Cat. Today.*– 2003.– Vol. 81.– P. 393–403.
6. Баскин И.И., Палютин В.А., Зефирова Н.С. Применение искусственных нейронных сетей в химических и биохимических исследованиях // *Вестн. Моск. Ун-та., сер.2 химия.*–1999. – Т.40, №5.– С. 323–326.
7. Holena M., Vaerns M. Feedforward neural networks in catalysis A tool for the approximation of the dependency of yield on catalyst composition, and for knowledge extraction // *Cat. Today.*– 2003.– Vol. 81.– P. 485–494.
8. Sha W., Edwards K. The use of artificial neural networks in materials science based research // *Materials and Design.*– 2007.– Vol. 28.– P. 1747–1752.
9. Jain A., Mao J., Mohiuddin K. Artificial Neural Networks: A Tutorial // *In Proceedings of IEEE Computer.*– 1996.– P. 31–44.
10. Serra J., Corma A., Argente E. et al Neural networks for modelling of kinetic reaction data applicable to catalyst scale up and process control and optimisation in the frame of combinatorial catalysis // *Appl. Catal. A:General.*– 2003.– Vol. 254.– P. 133–145.
11. Hattori T., Kito S. Analysis of factors controlling catalytic activity by neural network // *Cat. Today.*– 2006. – Vol. 111.– P. 328–332.

12. Kito S., Satsuma A., Ishikura T. Application of neural network to estimation of catalyst deactivation in methanol conversion // *Cat. Today.*– 2004.– Vol. 97.– P. 41–47.
13. Ramani S., Miranda R. Neural network–aided design of automobile exhaust catalysis // *Chem. Eng. Comm.*– 1996.– Vol. 156, P. 147–160.
14. Omata K., Hashimoto M., Ishiguro G. Design and Development of Cu–Zn Oxide Catalyst for Direct Dimethyl Ether Synthesis Using an Artificial Neural Network and Physicochemical Properties of Elements // *Ind. Eng. Chem. Res.*– 2006.– Vol. 45, P. 4905–4910.
15. Margitfalvi J., Tompos A., Gibölös S. et al Catalyst library design for fine chemistry applications // *Chemical Industries.*– 2007.– Vol. 115.– P. 303–314.
16. Clerc F., Lengliz M., Farrusseng D., Mirodatos C. Library design using genetic algorithms for catalyst discovery and optimization // *Rev. Sci. Instrum.*– 2005.– Vol. 76, 062208.
17. Cundari T., Deng J., Zhao Y. Design of a Propane Ammoxidation Catalyst Using Artificial Neural Networks and Genetic Algorithms // *Ind. Eng. Chem. Res.* – 2001.– Vol.40.– P. 5475–5480.
18. Huang K., Zhan X., Chen F. et al Catalyst design for methane oxidative coupling by using artificial neural network and hybrid genetic algorithm // *Chem. Eng. Sci.* – 2003.– Vol. 58.– P. 81–87.
19. Rodemerck U., Baerns M., Holena M. et al Application of a genetic algorithm and a neural network for the discovery and optimization of new solid catalytic materials // *Appl. Surf. Sci.*– 2004.– Vol.223.– P. 168–174.
20. Serra J., Corma A., Valero S. et al Soft Computing Techniques Applied to Combinatorial Catalysis: A New Approach for the Discovery and Optimization of Catalytic Materials // *QSAR Comb. Sci.*– 2007.– Vol. 26, No.1.– P. 11–26.
21. Corma A., Serra J., Serna P. et al Optimisation of olefin epoxidation catalysts with the application of high–throughput and genetic algorithms assisted by artificial neural networks (soft computing techniques) // *J. of Cat.*– 2005.– Vol. 229.– P. 513–524.
22. Martin Holena, Tatjana Cukic, Uwe Rodemerck, and David Linke Optimization of Catalysts Using Specific, Description–Based Genetic Algorithms // *J. Chem. Inf. Model.*– 2008.– Vol. 48.– P. 274–282.
23. Végvári L., Tompos A., Gibölös S. et al Holographic research strategy for catalyst library design Description of a new powerful optimisation method // *Cat. Today.*– 2003.– Vol. 81.– P. 517–527.
24. Tompos A., Margitfalvi J., Tfirst E. et al Evaluation of catalyst library optimization algorithms: Comparison of the Holographic Research Strategy and the Genetic Algorithm in virtual catalytic experiments // *Appl. Cat. A:General.*– 2006.– Vol. 303.– P. 72–80.
25. Tompos A., Margitfalvi J., Végvári L. et al Visualization of Large Experimental Space Using Holographic Mapping and Artificial Neural Networks. Benchmark Analysis of Multicomponent Catalysts for the Water Gas Shift Reaction // *Top. Catal.*– 2010.– Vol. 53.– P. 100–107.
26. Tompos A., Margitfalvi J., Tfirst E. et al Development of catalyst libraries for total oxidation of methane A case study for combined application of “holographic research strategy and artificial neural networks” in catalyst library design // *Appl. Cat. A:General.*– 2005.– Vol. 285.– P. 65–78.
27. Tompos A., József L., Margitfalvi A. et al Information mining using artificial neural networks and “holographic research strategy” // *Applied Catalysis A: General.*– 2003.– Vol. 254.– P. 161–168.

Bibliography (transliterated)

1. Diaconescu R., Dumitriu E. Applications of artificial neural networks in environmental catalysis *Env. Eng. and Managment J.* – 2005. – Vol.4.– P. 473–498.
2. Senkan S. Combinatorial Heterogeneous Catalysis □ A New Path in an Old Field *Angew. Chem. Int. Ed.*– 2001. – Vol. 40.– P. 312–329.
3. Rothenberg G. Data mining in catalysis: Separating knowledge from garbage *Cat. Today.*– 2008.– Vol.137.– P. 2–10.
4. Hattori T., Kito S. Neural network as a tool for catalyst development *Cat. Today.*– 1995. – Vol. 23.– P. 347–355.
5. Serra J., Corma A., Chica A. et al Can artificial neural networks help the experimentation in catalysis? *Cat. Today.*– 2003.– Vol. 81.– P. 393–403.
6. Baskin I.I., Paljutin V.A., Zefirov N.S. Primenenie iskusstvennyh nejronnyh setej v himicheskih i biohimicheskih issledovaniyah *Vestn. Mosk. Un.–ta., ser.2 himija.*–1999. – T.40, #5.– p. 323–326.
7. Holena M., Baerns M. Feedforward neural networks in catalysis A tool for the approximation of the dependency of yield on catalyst composition, and for knowledge extraction *Cat. Today.*– 2003.– Vol. 81.– P. 485–494.

8. Sha W., Edwards K. The use of artificial neural networks in materials science based research *Materials and Design*.– 2007.– Vol. 28.– P. 1747–1752.
9. Jain A., Mao J., Mohiuddin K. Artificial Neural Networks: A Tutorial *In Proceedings of IEEE Computer*.– 1996.– P. 31–44.
10. Serra J., Corma A., Argente E. et al Neural networks for modelling of kinetic reaction data applicable to catalyst scale up and process control and optimisation in the frame of combinatorial catalysis *Appl. Cat. A:General*.– 2003.– Vol. 254.– P. 133–145.
11. Hattori T., Kito S. Analysis of factors controlling catalytic activity by neural network *Cat. Today*.– 2006. – Vol. 111.– P. 328–332.
12. Kito S., Satsuma A., Ishikura T. Application of neural network to estimation of catalyst deactivation in methanol conversion *Cat. Today*.– 2004.– Vol. 97.– P. 41–47.
13. Ramani S., Miranda R. Neural network-aided design of automobile exhaust catalysis *Chem. Eng. Comm.*– 1996.– Vol. 156, P. 147–160.
14. Omata K., Hashimoto M., Ishiguro G. Design and Development of Cu–Zn Oxide Catalyst for Direct Dimethyl Ether Synthesis Using an Artificial Neural Network and Physicochemical Properties of Elements *Ind. Eng. Chem. Res.*– 2006.– Vol. 45, P. 4905–4910.
15. Margitfalvi J., Tompos A., Gibölös S. et al Catalyst library design for fine chemistry applications *Chemical Industries*.– 2007.– Vol. 115.– P. 303–314.
16. Clerc F., Lengliz M., Farrusseng D., Mirodatos C. Library design using genetic algorithms for catalyst discovery and optimization *Rev. Sci. Instrum.*– 2005.– Vol. 76, 062208.
17. Cundari T., Deng J., Zhao Y. Design of a Propane Ammoxidation Catalyst Using Artificial Neural Networks and Genetic Algorithms *Ind. Eng. Chem. Res.* – 2001.– Vol.40.– P. 5475–5480.
18. Huang K., Zhan X., Chen F. et al Catalyst design for methane oxidative coupling by using artificial neural network and hybrid genetic algorithm *Chem. Eng. Sci.* – 2003.– Vol. 58.– P. 81–87.
19. Rodemerck U., Baerns M., Holena M. et al Application of a genetic algorithm and a neural network for the discovery and optimization of new solid catalytic materials *Appl. Surf. Sci.*– 2004.– Vol.223.– P. 168–174.
20. Serra J., Corma A., Valero S. et al Soft Computing Techniques Applied to Combinatorial Catalysis: A New Approach for the Discovery and Optimization of Catalytic Materials *QSAR Comb. Sci.*– 2007.– Vol. 26, No.1.– P. 11–26.
21. Corma A., Serra J., Serna P. etc Optimisation of olefin epoxidation catalysts with the application of high-throughput and genetic algorithms assisted by artificial neural networks (soft computing techniques) *J.of Cat.*– 2005.– Vol. 229.– P. 513–524.
22. Martin Holena, Tatjana Cukic, Uwe Rodemerck, and David Linke Optimization of Catalysts Using Specific, Description-Based Genetic Algorithms *J. Chem. Inf. Model.*– 2008.– Vol. 48.– P. 274–282.
23. Végvári L., Tompos A., Gibölös S. et al Holographic research strategy for catalyst library design Description of a new powerful optimisation method *Cat. Today*.– 2003.– Vol. 81.– P. 517–527.
24. Tompos A., Margitfalvi J., Tfirst E. et al Evaluation of catalyst library optimization algorithms: Comparison of the Holographic Research Strategy and the Genetic Algorithm in virtual catalytic experiments *Appl. Cat. A:General*.– 2006.– Vol. 303.– P. 72–80.
25. Tompos A., Margitfalvi J., Végvári L. et al Visualization of Large Experimental Space Using Holographic Mapping and Artificial Neural Networks. Benchmark Analysis of Multicomponent Catalysts for the Water Gas Shift Reaction *Top. Catal.*– 2010.– Vol. 53.– P. 100–107.
26. Tompos A., Margitfalvi J., Tfirst E. et al Development of catalyst libraries for total oxidation of methane A case study for combined application of “holographic research strategy and artificial neural networks” in catalyst library design *Appl. Cat. A:General*.– 2005.– Vol. 285.– P. 65–78.
27. Tompos A., József L., Margitfalvi A. et al Information mining using artificial neural networks and “holographic research strategy” *Applied Catalysis A: General*.– 2003.– Vol. 254.– P. 161–168.

УДК 544.4

Альамі Д.А.М., Булавін В.І.

ВИКОРИСТАННЯ ШТУЧНИХ НЕЙРОННИХ МЕРЕЖ ДЛЯ РОЗРОБКИ КАТАЛІЗАТОРІВ

Використання штучних нейронних мереж (ШНМ) для розробки каталізаторів у галузі каталізу є важливим як з теоретичної, так і з практичної точок зору. Метою цієї оглядової статті є оцінка можливостей ШНМ для розробки промислових каталізаторів та підбору оптимальних умов експлуатації каталітичних систем. Показані переваги використання ШНМ для оптимізації складу каталізаторів у порівнянні з існуючими традиційними методами.

Alami D.A.M., Bulavin V.I.

CATALYST DEVELOPMENT USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS

Application of artificial neural networks (ANN) using in the field of catalysis is important both from theoretical and practical points of view. The purpose of this review is the estimation of ANN possibilities for industrial catalysts development and selection of optimum conditions for catalytic systems. Advantages of the ANN using for catalysts composition optimization in comparison with existing traditional methods are shown.