

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Сивак В. В., Ульєв Л. М., Сулима А. Н.

Экстракция данных для теплоэнергетической интеграции процесса очистки четыреххлористого титана методом ректификации 3

Жилина М. В., Карножицкий П. В.

Актуальность исследования процесса карбонизации для получения активированного угля с целью утилизации отходов растительного происхождения 9

Ульєв Л. М., Нехаенко М. В., Данілов Ю. Б.

Визначення потенціалу енергозбереження процесу концентрації гідролісної сірчаної кислоти 12

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Александрова Т. Е., Александрова И. Е, Лазаренко А. А.

Цифровой инвариантный стабилизатор танковой пушки 18

Анишко О. Б., Муленко А. О., Баулин Д. С., Хань С. П.

Коррекция зависимости начальной скорости пули 7,62-мм винтовочного патрона по результатам экспериментальных стрельб 21

Вертелецкий В. Ф.

Прогнозирование изменения физико-химических свойств порохового заряда и начальной скорости 30 мм артиллерийских боеприпасов морской номенклатуры 24

Ковтонюк И. Б.

Рациональный синтез аэродинамической компоновки органов управления креном маневренного самолета 32

Тошинский В. И., Голуб В. Л., Медяник А. В.

Математическая модель гофрированной кольцеобразной насадки и её гидродинамические испытания 44

Моргунов В. В., Шкилько А. М., Файнштейн А. Л.

Численное моделирование электронно-лучевой очистки дымовых газов. Система N₂-NO 49

Илюнин О. О., Капустенко П. А., Перевертайленко А. Ю., Тимофеев В. А.

Управление концентрацией травильного раствора непрерывного травильного агрегата с использованием нечетких LR-интервалов 52

Рассоха А. Н., Черкашина А. Н.

Статистический анализ адгезионно-прочностных свойств фурано-эпоксидных композитов строительного назначения 57

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Анипко О.Б.

Ренессанс парового двигателя. Транспортная паротурбинная силовая установка с низкокипящим рабочим телом 62

Арсеньева О. П.

Влияние геометрических параметров пластин и их гофрировки на тепло-гидравлические характеристики пластинчатых теплообменных аппаратов 68

Болдырев С. А., Клемеш Й. Я., Товажнянский Л. Л., Капустенко П. А., Гарев А. О., Арсеньева О. П.

Интеграция аммиачного холодильного цикла в тепловую систему зданий 76

Коций В. А., Ведь В. Е., Пономаренко А. В.

Оптимизация свойств многокомпонентной керамики 82

Крутиков Г. А., Стрижак М. Г.

Улучшение энергетических и динамических характеристик пневмоагрегатов за счёт выбора рационального режима торможения рабочего органа 87

Некрасов П. О., Данилова Л. А.

Інтенсифікація олієдобування із м'ятки насіння соняшника ферментативним методом 96

Товажнянский Л. Л., Арсеньева О. П., Демирский А. В., Хавин Г. Л.

Практическая реконструкция системы подогревателей сахарного сока перед выпариванием 99

Щецов А. В.

Влияние геронтологических изменений химических источников электрической энергии на основные энергетические показатели малоразмерных автономных подводных аппаратов 103

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

Башинский В. Г.

Анализ основных демаскирующих признаков летательного аппарата как цели управляемой ракеты с инфракрасной головкой самонаведения 107

Кузнецов В. В., Кухаренко В. Н.

Обзор использования газовых холодильных машин в умеренном температурном диапазоне 110

УДК 669.295: 662.2

Сивак В.В., Ульєв Л.М., Сулима А.Н.

ЭКСТРАКЦИЯ ДАННЫХ ДЛЯ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ИНТЕГРАЦИИ ПРОЦЕССА ОЧИСТКИ ЧЕТЫРЕХХЛОРИСТОГО ТИТАНА МЕТОДОМ РЕКТИФИКАЦИИ

Введение

Промышленные предприятия металлургии черных и цветных металлов являются крупнейшими потребителями энергетических ресурсов как в виде сырья, используемого для производства промежуточных и конечных продуктов, так и в виде энергии в разных ее формах, необходимой для осуществления производственных процессов. Вместе с этим многие производства металлургической промышленности располагают внутренним теплом экзотермических процессов и вторичных энергоресурсов.

Производство титана и его различных соединений является одним из энергоемких металлургических процессов. Снижение себестоимости производства титана возможно за счет уменьшения энергетических издержек. Это требует проведение теплоэнергетической интеграции процессов, происходящих на всех стадиях производства титана.

Титан в природе встречается преимущественно в виде кислородных соединений и входит в состав более 130 титаносодержащих минералов [1, 2]. Основными потребителями титана являются: химическая промышленность, медицина, спортивные и различные потребительские товары, электроника, архитектура и искусство, автомобиле- и машиностроение, авиация и космические технологии, черная металлургия, где титан применяют в качестве легирующего элемента стали для уменьшения размера зерна и как раскислитель.

Наиболее распространенным методом получения титана является восстановление тетрахлорида титана магнием или натрием (натрийтермический и магнийтермический методы, мало отличаются друг от друга). В результате восстановления образуется титановая губка с примесями магния и дихлоридами магния. Титановая губка может быть очищена от магния и хлорида магния, а также низших хлоридов титана гидрометаллургическим способом или вакуумной сепарацией.

Процесс получения четыреххлористого титана имеет четыре стадии: подготовка сырья, хлорирование, конденсация, очистка технического продукта. Наиболее трудноудаляемой примесью данного соединения является окситрихлорид ванадия. VOCl_3 появляется в техническом продукте в результате хлорирующего обжига титаносодержащего сырья.

Наибольшее распространение получила очистка технического четыреххлористого титана с помощью ректификации, хотя она значительно осложнена из-за близости температур кипения TiCl_4 и VOCl_3 – 127 и 136 °С соответственно.

Важным преимуществом метода ректификации является сохранение молекулярной формы VOCl_3 , которая является важным звеном в технологии получения ванадия и его соединений.

Основной потребитель ванадия – черная металлургия, где его используют как легирующий элемент при плавке специальных сортов сталей. Металлический ванадий и его сплавы представляют интерес для развития таких отраслей, как ракетостроение, атомная промышленность [3]. VOCl_3 в индивидуальном состоянии представляет большую ценность в производстве твердотельных лазеров, люминофоров и легированных сталей. Кроме того, он используется для изготовления катализаторов серноокислотного производства.

Главным образом, четыреххлористый титан применяется для получения металлического титана, а также его сплавов. Помимо этого, тетрахлорид титана применяется в производстве титаносодержащей керамики [4], пигментного диоксида титана, как дымообразователь и др.

Производство титановой губки является материалоемким и энергоёмким. Качество проведения данного процесса и получения необходимых продуктов зависит от чистоты используемого тетрахлорида титана. Таким образом, одной из основных задач в производстве титана является повышение эффективности очистки исходного сырья (TiCl_4) от примесей.

Технологическая схема и экстракция данных

Технический тетрахлорид титана TiCl_4 (ТТТ) (поток 1) (рис. 1) после подогрева в электрическом котле К-0 подается в ректификационную колонну РК-1. ТТТ на этой стадии освобождается от растворенных газов и легкокипящих примесей, выводятся с верха колонны (поток 4) (аппарат воздушного охлаждения) АВО-1. Жидкость после охлаждения из него поступает в рефлюксную емкость (поток 7), откуда одна часть (поток 5) в виде флегмы подается на орошение верха колонны РК-1, а другая часть, содержащая, в основном, TiCl_4 и легкокипящие примеси, выводится на переработку. Твердые примеси, содержащиеся в ТТТ, поступают в куб колонны РК-1 и выводятся на утилизацию (поток 3). Обогрев колонны РК-1 происходит с помощью электрического куба-кипятильника.

Очищенный от легкокипящих примесей и твердых взвесей тетрахлорид титана в виде паров (поток 13) из куба-кипятильника поступает на дальнейшую очистку от VOCl_3 в ректификационную колонну. Эта колонна, для уменьшения общей высоты аппарата, выполнена из двух отдельных частей: исчерпывающей РК-2И и укрепляющей РК-2У. Пары из верхней части РК-2И (поток 11) по трубе поступают в кубовую часть РК-2У. Сюда же поступают и пары из куба К-1. Жидкость из кубовой части РК-2У подается на орошение верха РК-2И (поток 12).

Пары, уходящие из верха РК-2У (поток 10) поступают в дефлегматор АВО-2. Жидкость из дефлегматора АВО-2 (поток 16) стекает в рефлюксную емкость РЕ-2, откуда одна часть в виде флегмы (поток 14) подается на орошение верха колонны РК-2У, а другая часть (поток 15) отбирается как ванадиевый дистиллят и направляется на дальнейшее концентрирование и получение товарного VOCl_3 . Обогрев колонны РК-2И происходит с помощью куба-кипятильника К-2 электричеством.

Нижний продукт колонны РК-2И (поток 17) подается на окончательную очистку в куб-кипятильник К-5 дистилляционной колонны ДК. Очистка от остаточного VOCl_3 тетрахлорида титана осуществляется подачей в К-5 химического реагента (поток 18). В дистилляционной колонне происходит отделение от TiCl_4 , твердых продуктов реакции и окончательная очистка от тяжелокипящих примесей.

Верхний продукт дистилляционной колонны (поток 19) поступает на конденсацию и охлаждение в дефлегматор АВО-5 и стекает в рефлюксную емкость РЕ-5 (поток 21), откуда одна часть в виде флегмы (поток 20) подается на орошение верха колонны ДК, а другая часть отбирается как очищенный тетрахлорид титана (ОТТ) (поток 22) в сборник готового продукта С-1. Обогрев колонны ДК происходит с помощью электрического куба-кипятильника К-5. Из куба К-5 вместе с TiCl_4 выводятся твердые продукты реакции в куб-кипятильник К-1 для повторной переработки.

Первичный ванадиевый дистиллят из емкости РЕ-2 (поток 15) подается в ректификационную колонну РК-3. В колонне происходит концентрирование оксотрихлорида ванадия до заданной концентрации. Пары, выходящие из колонны (поток 30), конденсируются и охлаждаются в дефлегматоре АВО-3, жидкость (поток 33) поступает в рефлюксную емкость РЕ-3. Из нее часть жидкости (поток 31), в качестве флегмы, подается на орошение колонны РК-3, а другая часть (поток 32) – вторичный ванадиевый дистиллят отбирается в емкость Е-2. Нижний продукт колонны РК-3 (поток 35), содержащий преимущественно TiCl_4 и VOCl_3 , поступает в куб-испаритель К-3, откуда, в заданном количестве, отбирается в колонну РК-2 (поток 9). Обогрев колонны РК-3 осуществляется с помощью куба-испарителя К-3 электричеством.

Состав примесей в техническом тетрахлориде титана не является постоянным. Поэтому, для получения VOCl_3 требуемого качества, предусмотрена ректификационная колонна РК-4 периодического действия. В этой колонне происходит окончательная очистка VOCl_3 . Пары, выходящие из колонны РК-4 (поток 36) конденсируются и охлаждаются в дефлегматоре АВО-4, а жидкость (поток 40) поступает в рефлюксную емкость РЕ-4. Из нее часть жидкости, в качестве флегмы (поток 37), подается на орошение колонны РК-4, а другая часть (поток 38), в зависимости от анализа: при высоком содержании легколетучих примесей – направляется на повторную переработку к ректификационную колонну РК-1, а при низком, очищенный VOCl_3 – в емкость Е-3, где накапливается и периодически передается на склад готовой продукции. Обогрев колонны РК-4 осуществляется с помощью куба-испарителя К-4 электричеством.

Изучение предлагаемой технологической схемы процесса очистки четыреххлористого титана с одновременным получением оксотрихлорида ванадия позволило определить технологические потоки, пригодные для теплоэнергетической интеграции:

1. Конденсат легколетучих паров (КЛП) (4, 7) (рис. 1). Пары колонны РК-1, конденсируются в АВО-1 и конденсат направляется в емкость РЕ-1. $t_{\text{нач}}=136\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=126\text{ }^\circ\text{C}$, $G=6600\text{ кг/ч}$.

2. TiCl_4 и легкокипящие примеси с установки (6). Раствор TiCl_4 и содержащиеся в нем легкокипящие примеси выводятся из емкости РЕ-1. $t_{\text{нач}}=126\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=25\text{ }^\circ\text{C}$, $G=600\text{ кг/ч}$.

3. Ванадиевый дистиллят-1 (10,16). Пары колонны РК-2У конденсируются в рекуперативном теплообменнике П, конденсат отводится в емкость РЕ-2, а несконденсированные пары и газы направляются АВО-2 для окончательной конденсации. $t_{\text{нач}}=140\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=130\text{ }^\circ\text{C}$, $G=65759\text{ кг/ч}$.

4. Очищенный тетрахлорид титана (19, 21). Пары колонны ДК конденсируются в АВО-5 и направляются в емкость РЕ-5. $t_{\text{нач}}=136\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=130\text{ }^\circ\text{C}$, $G=17000\text{ кг/ч}$.

5. Ванадиевый дистиллят-2 (30, 33). Пары колонны РК-3 направляются в емкость РЕ-3.

6. Очищенный тетрахлорид титана (22, 29). Готовый продукт подается из емкости РЕ-5 в сборник С-1. $t_{\text{нач}}=128\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=25\text{ }^\circ\text{C}$, $G=11322\text{ кг/ч}$.

7. Очищенный VOCl_3 (36, 40). Пары колонны РК-4 направляются в емкость РЕ-4. $t_{\text{нач}}=127\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=120\text{ }^\circ\text{C}$, $G=362\text{ кг/ч}$.

8. Очищенный VOCl_3 (44). Готовый продукт отводится из емкости РЕ-4 в сборник С-2. $t_{\text{нач}}=125\text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}}=25\text{ }^\circ\text{C}$, $G=24\text{ кг/ч}$.

9. Технический тетрахлорид титана (ТТТ) (1). Исходный раствор нагревается электрокотле К-0 и подается в колонну РК-1. $t_{нач}=10\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}=120\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 12000\text{ кг/ч}$.

10. Очищенный ванадиевый дистиллят (32). Жидкость подается из емкости РЕ-3 в кубовый подогреватель К-4 колонны РК-4. $t_{нач}=10\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}=120\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 24\text{ кг/ч}$.

11. Кубовый остаток РК-1 (24). Подогрев куба колонны РК-1. $t_{нач}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}=140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 17973\text{ кг/ч}$.

12. Кубовый остаток РК-2 (26). Подогрев куба колонны РК-2. $t_{нач}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}=140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 83013\text{ кг/ч}$.

13. Кубовый остаток РК-3 (35). Подогрев куба колонны РК-3. $t_{нач}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 377\text{ кг/ч}$.

14. Кубовый остаток РК-4 (42). Подогрев куба колонны РК-4. $t_{нач}=140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 377\text{ кг/ч}$.

15. Кубовый остаток ДК (28). Подогрев куба колонны ДК. $t_{нач}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{кон}= 140\text{ }^{\circ}\text{C}$, $G = 16944\text{ кг/ч}$.

Анализ технологической схемы и литературы [1–4] позволил определить теплофизические и потоковые данные технологических потоков рассматриваемого процесса и представить их в виде потоковой таблицы [5] (табл. 1), которая является цифровым отображением энергетических требований технологических потоков процесса.

Таблица 1 – Потоковые данные технологических потоков, включенных в интеграцию для существующего в настоящее время процесса очистки тетрахлорида титана

№	Название потока	Тип	T_s , °C	T_T , °C	G , кг/ч	C , кДж/ (кг·°C)	CP , кВт/°C	r , кДж/кг	ΔH , кВт
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1,1	КЛП, охлаждение пара (4)	гор	136	134	6600	0,528	0,968		1,94
1,2	КЛП, конденсация пара в АВО-1	гор	134	134	6600			190,97	350,12
1,3	КЛП, жидкость (7)	гор	134	126	6600	0,804	1,475		11,80
2	TiCl ₄ и легкокипящие примеси с установки (6)	гор	126	25	600	0,804	0,134		13,54
3,1	Ванадиевый дистиллят-1, охлаждение пара (10)	гор	140	138	65759	0,553	10,103		20,21
3,2	Ванадиевый дистиллят-1, конденсация пара в АВО-2	гор	138	138	65759			190,97	3488,42
3,3	Ванадиевый дистиллят-1, жидкость в РЕ-2 (16)	гор	138	136	5921	0,804	1,323		2,65
3,4	Ванадиевый дистиллят-1, жидкость из АВО-2 (16)	гор	138	130	59838	0,804	13,372		106,98
4,1	Очищенный тетрахлорид титана, охлаждение пара (19)	гор	136	134	17000	0,532	2,513		5,03
4,2	Очищенный тетрахлорид титана, конденсация пара в АВО-5	гор	134	134	17000			190,97	901,82
4,3	Очищенный тетрахлорид титана, жидкость (21)	гор	134	130	17000	0,804	3,799		15,20
5,1	Ванадиевый дистиллят-2, охлаждение пара (30)	гор	127	125	362	0,553	0,056		0,11
5,2	Ванадиевый дистиллят-2, конденсация пара в АВО-3	гор	125	125	362			190,97	19,19
5,3	Ванадиевый дистиллят-2, жидкость (33)	гор	125	120	362	0,804	0,081		0,40
6,1	Очищенный тетрахлорид титана, гот. продукция, охлаждение пара (22)	гор	130	128	11322	0,532	1,674		3,35
6,2	Очищенный тетрахлорид титана, гот. продукция, конденсация пара в АВО-6	гор	128	128	11322			190,97	600,60
6,3	Очищенный тетрахлорид титана, гот. продукция, жидкость (29)	гор	128	25	11322	0,804	2,530		260,59
7,1	Очищенный VOCl ₃ , охлаждение пара (36)	гор	127	125	362	0,553	0,056		0,11
7,2	Очищенный VOCl ₃ , конденсация пара в АВО-4	гор	125	125	362			190,97	19,19
7,3	Очищенный VOCl ₃ , жидкость в РЕ-4 (40)	гор	125	120	362	0,804	0,081		0,40

Продолжение таблицы 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
8	Очищенный VOCl_3 , жидкость, гот. продукция (44)	гор	120	25	24	0,804	0,005		0,51
9	ТТТ, жидкость (1)	хол	10	120	12000	0,796	2,654		291,90
10	Очищенный ванадиевый дистиллят, жидкость, подогрев (33)	хол	120	140	24	0,804	0,005		0,11
11	Кубовый остаток РК-1 (24)	хол	140	140	17973			190,974	953,41
12	Кубовый остаток РК-2 (26)	хол	140	140	83013			190,974	4403,71
13	Кубовый остаток РК-3 (35)	хол	140	140	377			190,974	20,02
14	Кубовый остаток РК-4 (42)	хол	140	140	377			190,974	20,02
15	Кубовый остаток ДК (28)	хол	140	140	16944			190,974	898,87

В столбцах таблицы представлены по порядку: тип потока; температура снабжения (начальная); целевая температура потока; массовый расход; удельная теплоемкость; потоковая теплоемкость, которая определяется как,

$$CP = C \times G, \quad (1)$$

скрытая теплота фазового перехода; и наконец, последний столбец таблицы представляет изменение теплосодержания потока

$$\Delta H = CP \times (T_T - T_S). \quad (2)$$

Заметим, что потоки с фазовыми изменениями (1, 3–7) в таблице сегментированы [5–7].

Данные, приведенные в потоковой таблице, дают возможность провести теплоэнергетический и экономический анализ системы технологических потоков, процессов очистки четыреххлористого титана с одновременным получением оксотрихлорида ванадия.

Выводы

На основании детального анализа технологической схемы процесса очистки четыреххлористого титана методом ректификации с одновременным получением оксотрихлорида ванадия заданной чистоты определены технологические потоки, которые могут участвовать в теплоэнергетической интеграции процесса, и определены их технологические параметры. Построена потоковая таблица данных, которая является цифровым образом системы рекуперации тепловой энергии и основой для интеграции процесса.

Литература

1. Войтович Б.А. Физико-химические основы разделения продуктов хлорирования титансодержащих материалов / Б.А. Войтович, А.С. Барабанова. – К.: Наукова думка, 1969. – 608 с.
2. Крамник В.Ю. Металлургия титана / В.Ю. Крамник. – М.: Металлургия, 1968. – 480 с.
3. Музгин В.Н. Аналитическая химия ванадия / В.Н. Музгин, Л.Б. Хамзина, В.Л. Золотавин, И.Я. Безруков. – М.: Наука, 1981. – 870 с.
4. Гармата В.А. Титан: Свойства, сырьевая база, физико-химические основы и способы получения / В.А. Гармата, А.Н. Петрунько, Н.В. Галицкий. – М.: Металлургия, 1983. – 558 с.
5. Основы интеграции тепловых процессов / [Смит Р., Товажнянский Л.Л, Клемеш Й. Капустенко П.А., Ульев Л.М.]. – Х.: ХГПУ. 2000. – 457 с.

6. Smith R. Chemical Process Design and Integration / R. Smith – Chichester: John Wiley & Sons Ltd. – 2005. – 688 p.
7. Kemp I.C. Pinch Analysis and Process Integration / I.C. Kemp – Oxford. Elsevier. – 396 p.

Bibliography (transliterated)

1. Vojtovich B.A. Fiziko-himicheskie osnovy razdelenija produktov hlorigovanija titansoderzhashhih materialov B.A. Vojtovich, A.S. Barabanova. – K.: Naukova dumka, 1969. – 608 p.
2. Kramnik V.Ju. Metallurgija titana V.Ju. Kramnik. – M.: Metallurgija, 1968. – 480 p.
3. Muzgin V.N. Analiticheskaja himija vanadija V.N. Muzgin, L.B. Hamzina, V.L. Zolotavin, I.Ja. Bezrukov. – M.: Nauka, 1981. – 870 p.
4. Garmata V.A. Titan: Svojstva, syr'evaja baza, fiziko-himicheskie osnovy i sposoby poluchenija V.A. Garmata, A.N. Petrun'ko, N.V. Galickij. – M.: Metallurgija, 1983. – 558 p.
5. Osnovy integracii teplovyh processov [Smit R., Tovazhnjanskij L.L, Klemesh J. Kapustenko P.A., Ul'ev L.M.]. – H.: HGPU. 2000. – 457 p.
6. Smith R. Chemical Process Design and Integration R. Smith – Chichester: John Wiley & Sons Ltd. – 2005. – 688 p.
7. Kemp I.C. Pinch Analysis and Process Integration I.C. Kemp – Oxford. Elsevier. – 396 p.

УДК 669.295: 662.2

Сивак В.В., Ульєв Л.М., Суліма А.М.

**ЕКСТРАКЦІЯ ДАНИХ ДЛЯ ТЕПЛОЕНЕРГЕТИЧНОЇ ІНТЕГРАЦІЇ ПРОЦЕСУ ОЧИСТКИ
ЧТИРИХЛОРИСТОГО ТИТАНУ МЕТОДОМ РЕКТИФІКАЦІЇ**

На підставі детального аналізу технологічної схеми процесу очищення чотирихлористого титану методом ректифікації із одночасним отриманням оксотрихлориду ванадію заданої чистоти визначені технологічні потоки, які можуть брати участь в теплоенергетичній інтеграції процесу, і визначені їх технологічні параметри. Побудована потокова таблиця даних, яка є цифровим чином системи рекуперації теплової енергії і основою для інтеграції процесу.

Sivak V.V., Ulyev L.M., Sulima A.N.

**DATA EXTRACTION FOR HEAT ENERGY INTEGRATION OF TITANIUM
TETRACHLORIDE CLEANING PROCESS WITH RECTIFICATION METHOD**

The flowsheet for new titanium tetrachloride cleaning process with rectification method with simultaneous vanadium oxitrichloride production is presented in this paper. Flowsheet studding and literature analysis allow to define the technological streams for process heat energy integration. The thermal physic and technological parameters were defined for streams. This allows us to create the streams table which is the numerical image of recuperation system and the base for process integration.

УДК 662.74:661.183.2

Жилина М.В., Карножицкий П.В.

АКТУАЛЬНОСТЬ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССА КАРБОНИЗАЦИИ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ АКТИВИРОВАННОГО УГЛЯ С ЦЕЛЬЮ УТИЛИЗАЦИИ ОТХОДОВ РАСТИТЕЛЬНОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ

Использование активированных углей в последнее время увеличивается быстрыми темпами. В настоящее время активированный уголь используется во многих процессах очистки воды, пищевой промышленности, в процессах химических технологий. Кроме того, очистка отходящих газов и сточных вод основана главным образом на адсорбции активированным углем. С развитием атомных технологий, активированный уголь является основным адсорбентом радиоактивных газов и сточных вод на атомных электростанциях. Применение активированного угля появилось и в сложных медицинских процессах, например, гемофильтрация (очищение крови на активированном угле).

Сырьевая база активированного угля довольно разнообразна – от растительных отходов до бурых и каменных углей [1]. В основном в качестве сырья используют слабоспекающиеся каменные угли, торф и березу [2;3]. Основными недостатками активированных углей являются высокая зольность, низкая сорбционная активность, слабая механическая прочность. Немаловажным является сокращение запасов сырьевых ресурсов. В последнее время эта проблема стоит особенно остро: сокращаются площади торфяных болот и березовых лесов. Таким образом, актуальным является поиск новых сырьевых баз для получения активированных углей.

В Украине каждый год образуется огромное количество отходов растительного происхождения и побочных продуктов сельскохозяйственной промышленности, таких как косточки фруктовых деревьев, косточки винограда, скорлупа орехов, шелуха зерновых культур, отходы кукурузы и т.д. Только в сфере кондитерской промышленности значительное количество скорлупы грецкого ореха, что является растительным отходом, требует утилизации. Основной метод переработки таких отходов – сжигание, что не только загрязняет окружающую среду, но и не позволяет получать новые продукты. Скорлупу грецкого ореха довольно проблематично сжечь, в то время она является прекрасным возобновляемым сырьем для производства активированного угля.

Одним из технологических процессов получения активированного угля является карбонизация. Этот процесс недостаточно изучен [4], хотя он во многом определяет выход карбонизата и влияет на формирование пористой структуры сорбента.

Целью работы является детальное изучение влияния основных факторов карбонизации на выход продукта, зольность и сорбционную активность полученного карбонизата.

В качестве объектов исследования брали каменный уголь марки ДГ, торф, березу и скорлупу грецкого ореха. Скорлупа грецкого ореха является наиболее перспективным растительным сырьем для получения активированных углей, которые используются в пищевой промышленности и медицине [5].

Карбонизацию проводили в трубчатой печи в атмосфере азота, при этом фиксировались такие параметры: выход продукта, зольность по ГОСТ 12596-67, сорбционная активность по йоду по ГОСТ 6217-74.

В процессе нагрева менялась скорость нагрева от 5 град/мин до 10 град/мин. Нагрев проводили от 300 °С до 700 °С. На основании полученных данных были построены следующие зависимости.

На рис. 1 приведены зависимости выхода карбонизата от конечной температуры нагрева. Из рисунка видно, что выход карбонизата, полученного из березы и скорлупы ореха практически одинаков, хотя выход карбонизата, полученного из скорлупы изменяется незначительно с повышением конечной температуры нагрева. Выход карбонизата, полученного из угля и торфа с повышением температуры заметно повышается.

На рис. 2 видно, что зольность карбонизата, полученного из скорлупы грецкого ореха с повышением температуры карбонизации с 300 °С до 700 °С при скорости нагрева 5 град/мин, меняется на 0,71 %, а при скорости нагрева 10 град/мин на 0,69 %. Следовательно, очевидно незначительное повышение зольности карбонизата грецкого ореха с повышением конечной температуры карбонизации. Для остальных образцов характерно существенное увеличение зольности. Таким образом, конечная температура нагрева не влияет на характерное изменение зольности карбонизата, полученного из растительного отхода.

Исходя из зависимостей, приведенных на рис. 3, можно сказать, что сорбционная активность по йоду карбонизатов, полученных из березы и торфа с повышением температуры возрастает, а сорбционная активность карбонизата, полученного из скорлупы ореха и каменного угля, меняется незначительно. Таким образом нагревать скорлупу грецкого ореха до высоких температур нецелесообразно, так как выход продукта и сорбционная активность повышается незначительно.

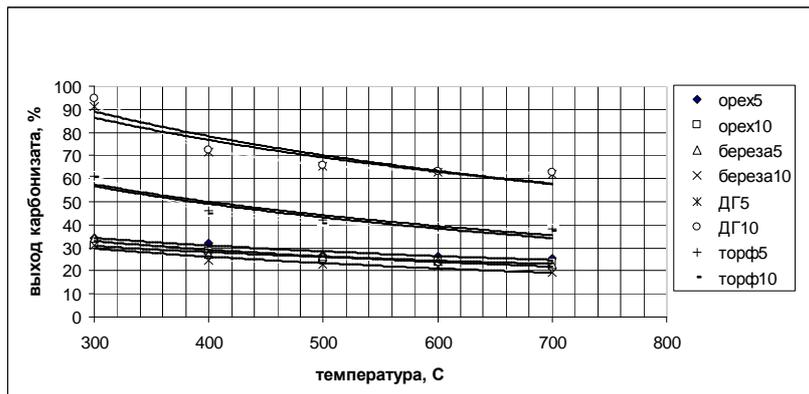


Рисунок 1 – Зависимость выхода карбонизата от конечной температуры нагрева сырья

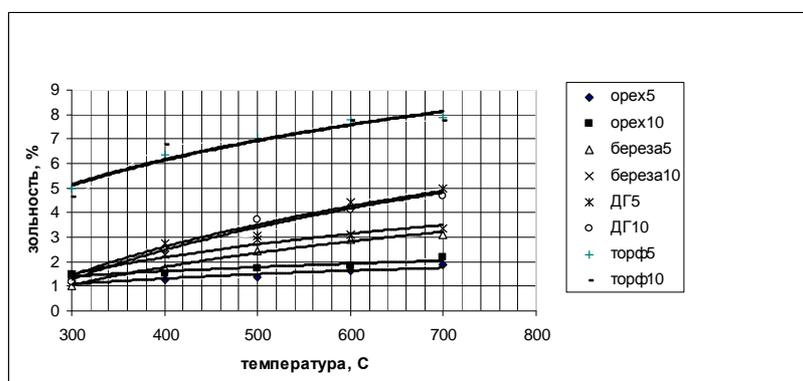


Рисунок 2 – Зависимость зольности карбонизата от конечной температуры нагрева сырья

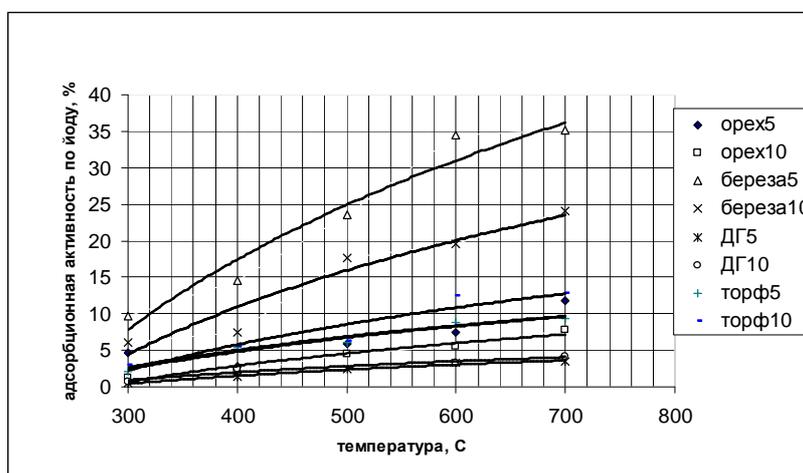


Рисунок 3 – Зависимость адсорбционной активности карбонизата по йоду от конечной температуры нагрева сырья

Следует отметить, что скорость нагрева влияет на формирование пористой структуры карбонизата.

Выводы. В данной работе показано влияние основных факторов карбонизации на выход продукта, зольность и сорбционную активность карбонизатов. Исследование таких объектов как каменный уголь марки ДГ, торф, береза и скорлупа грецкого ореха показали, что актуальной задачей является исследование процесса карбонизации скорлупы грецкого ореха с целью поиска технологических критериев, позволяющих определить оптимальные условия процесса карбонизации в технологии получения активирован-

ного угля. Это позволит решить проблему ежегодной утилизации скорлупы. Такого рода утилизация позволит расширить сырьевую базу активированного угля и каждый год получать возобновляемое сырье, а также сократить дефицит сорбента на отечественном рынке, который ежегодно возрастает

Таблица 1 – Зольность карбонизата, полученного при различных температурных режимах карбонизации

сырье	скорость нагрева, град/мин	температура					ΔА
		300	400	500	600	700	
скорлупа ореха	5	1,17	1,29	1,35	1,61	1,88	0,71
скорлупа ореха	10	1,48	1,55	1,72	1,84	2,17	0,69
береза	5	1,04	1,73	2,46	2,9	3,12	2,08
береза	10	1,35	2,3	2,9	3,1	3,38	2,03
Уголь марки ДГ	5	1,5	2,76	3,06	4,4	5	3,5
Уголь марки ДГ	10	1,16	2,5	3,7	4,1	4,7	3,54
торф	5	4,97	6,37	7,02	7,79	7,87	2,9
торф	10	4,63	6,78	6,99	7,72	7,74	3,11

Примечание: ΔА – разность между зольностью карбонизата, полученного при 300 °С и зольностью карбонизата, полученного при 700 °С (%)

Литература

1. Дроздник И.Д. Сырьевая база и основные способы получения углеродных сорбентов (Обзор) / И.Д. Дроздник, М.Л. Улановский, А.И. Гордиенко // Кокс и химия. – 1995. – № 10. – С. 13–19.
2. Бакланова О.Н. Микропористые углеродные сорбенты на основе растительного сырья / О.Н. Бакланова, Г.В.Плаксин, В.А.Дроздов // Российский химический журнал. – 2004. – Т. 18. – № 3. – С. 89–94.
3. Маслов С.Г. Торф – как растительное сырье и направление его химической переработки / С.Г. Маслов, Л.И. Инишева // Химия растительного сырья. – 1998. – № 4. – С. 5–7.
4. Жилина М.В. Процесс карбонизации при получении активированного угля, сырьевая база, влияющие факторы (Обзор) / М.В. Жилина, П.В. Карножицкий // Углекимический журнал. – 2011. – № 5–6. – С. 50–55.
5. Пат. 0471 Россия, С01В31/08. Способ получения активированного угля / Жеенбаев Ж.Ж., Козьмин Г.В., Сарымсаков Ш.В.: опубл. 03.09.2001, Бюл. №8.

Bibliography (transliterated)

1. Drozdnic I.D. Syr'evaja baza i osnovnye sposoby poluchenija uglerodnyh sorbentov (Obzor) I.D. Drozdnic, M.L. Ulanovskij, A.I. Gordienko Koks i himija. – 1995. – # 10. – p. 13–19.
2. Baklanova O.N. Mikroporistye uglerodnye sorbenty na osnove rastitel'nogo syr'ja O.N. Baklanova, G.V.Plaksin, V.A.Drozдов Rossijskij himicheskij zhurnal. – 2004. – Т. 18. – # 3. – p. 89–94.
3. Maslov S.G. Torf – kak rastitel'noe syr'e i napravlenie ego himicheskoj pererabotki S.G. Maslov, L.I. Inisheva Himija rastitel'nogo syr'ja. – 1998. – # 4. – p. 5–7.
4. Zhilina M.V. Process karbonizacii pri poluchenii aktivirovannogo uglja, syr'evaja baza, vlijajushhie faktory (Obzor) M.V. Zhilina, P.V. Karnozhickij Uglehimicheskij zhurnal. -2011. -# 5–6. -p. 50–55.
5. Pat. 0471 Rossija, S01V31 08. Sposob poluchenija aktivirovannogo uglja Zheenbaev Zh.Zh., Koz'min G.V., Sarymsakov Sh.V.: opubl. 03.09.2001, Bjul. #8.

УДК 662.74:661.183.2

Жилина М.В., Карножицкий П.В.

АКТУАЛЬНІСТЬ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ КАРБОНІЗАЦІЇ ДЛЯ ОТРИМАННЯ АКТИВОВАНОГО ВУГІЛЛЯ З МЕТОЮ УТИЛІЗАЦІЇ ВІДХОДІВ РОСЛИННОГО ПОХОДЖЕННЯ

Досліджені впливи основних факторів карбонізації на вихід продукту, зольність та сорбційну здатність карбонізацій, отриманих з кам'яного вугілля марки ДГ, торфу, берези та шкаралупи волоського горіха. Обґрунтована актуальність подальшого дослідження в сфері карбонізації шкаралупи волоського

горіха, що дозволить не тільки утилізувати рослинні відходи, але й розширити сировинну базу активованого вугілля.

Zhilina M.V., Karnozhickiy P.V.

RELEVANCE OF RESEARCH FOR CARBONIZATION PROCESS OF ACTIVATED CARBON FOR WASTE DISPOSAL PLANT ORIGIN

Investigated the influence of the major factors in the carbonization yield, ash content and the sorption capacity carbonizate derived from coal grades DG, peat, birch and walnut shell. The urgency of further research in the field of carbonization walnut shell that will not only dispose of vegetative waste, but also to expand the resource base of activated carbon.

**ВИЗНАЧЕННЯ ПОТЕНЦІАЛУ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ
ПРОЦЕСУ КОНЦЕНТРАЦІЇ ГІДРОЛІЗНОЇ СІРЧАНОЇ КИСЛОТИ****Вступ**

Україна в даний час забезпечена власними енергетичними ресурсами не більше, ніж на 40 %, а середня вартість енергії, що припадає на питому енергоємність продукту, який випускається українською промисловістю, навіть з урахуванням тіньового виробництва, в 1,5–2 рази перевищує цей показник для індустріально-розвинених країн. Значною мірою це відбувається через те, що існуючі технологічні схеми, які діють в Україні, були створені за часів відносно дешевих енергоносіїв. Сьогодні, коли вартість енергії різко зросла, і на Україні спостерігається її дефіцит, питання економії енергії для промислових підприємств є життєво важливим. З огляду на ситуацію, що склалася, українським підприємствам необхідно використовувати сучасні ресурсо- та енергозберігаючі методи проектування технологічних процесів [1].

Один з таких методів, відомий в даний час під назвою «пінч-аналіз», з'явився в індустріально розвинених країнах під час нафтової кризи 70-х років двадцятого століття. Застосовуючи принципи пінч-технології, інженер може використовувати прості і зрозумілі правила з метою отримання інтегрованого проектного рішення, яке, як правило, є не тільки енергетично оптимальним, але і технічно прийнятним і здійсненним [3].

Найбільшу питому вагу в структурі потенціалу енергозбереження має промисловість – близько 60 %, за нею йдуть: паливно-енергетичний комплекс – 20 %, комунально-побутове господарство – 10 %, транспорт – 7 %, сільське господарство – 3 % [2].

Сірчана кислота, що застосовується в деяких виробництвах, переходить у відходи у вигляді відпрацьованої, розведеної та забрудненої кислоти та сульфатів ряду металів. Особливо багато сіркомістких відходів виходить при виробництві двоокису титану і титанових білил сірчаноокислотним методом. У багатьох випадках важливим завданням є переробка сіркомістких відходів з метою їх економічно доцільного використання, а також спеціальна обробка, яка диктується санітарно-гігієнічними міркуваннями. Необхідність переробки сіркомістких відходів виробництва двоокису титану сірчаноокислотним методом визначається обома зазначеними міркуваннями [5].

Сірчана кислота є одним з основних продуктів хімічної промисловості і застосовується в нафтовій та металургійній галузях, широко використовується у виробництві солей і кислот, органічних продуктів, тощо. Збільшення потреби в концентрованій сірчаній кислоті викликано інтенсифікацією багатьох хімічних процесів, в яких можна використовувати більш активну сірчану кислоту підвищеної концентрації [6,8].

Опис технологічної схеми процесу концентрації гідролізної сірчаної кислоти

В основу розробки проекту покладені результати лабораторних досліджень, інформація про способи утилізації гідролізної сірчаної кислоти, про роботу діючих установок з переробки гідролізної сірчаної кислоти [9].

Для виробництва прийнята п'ятикорпусна випарна установка. Перші два апарати працюють з природною циркуляцією розчину, три наступні – з примусовою циркуляцією, що пов'язано з виділенням твердої фази. Установка складається з двох однакових ліній, що працюють паралельно. Далі розглядається лише одна.

Гідролізна кислота з ємності E1 проходить через теплообмінник T-1, нагрівається і надходить в випарний апарат АВ1. Підігрів гідролізної кислоти в теплообміннику T-1 здійснюється теплом гріючої пари. Проходячи послідовно по випарним апаратам від першого до четвертого, розчин упарюють, концентрація сірчаної кислоти підвищується до 60 %, при цьому розчинені сульфати заліза та інші сульфати (Al, Mg, Mn, V) виділяються у вигляді твердої фази. Суспензія сульфатів, яка утворилася в упареній сірчаній кислоті, збирається в ємності E2, а потім насосами направляється в установку фільтрування в ємність E3. Після чого відфільтрована гідролізна сірчана кислота 60 % подається через теплообмінник T-2 (обігрівається гріючою парою з ТЕЦ) до випарного апарату АВ5, де концентрується до 75 %. З розчину виділяються домішки у вигляді твердої фази (сульфати заліза та інші сульфати (Al, Mg, Mn, V)). Суспензія, що утворилася збирається в ємності E5 і подається через охолоджуючий теплообмінник T-3 (живиться технічною водою) до згущувача (ЗГ).

Згущена суспензія з нижньої частини 3Г відводиться в ємність Е3 установки фільтрування. Освітлений розчин 75 % подається в потік рециркуляції змішувача, до якого надходить олеум. У змішувачі відбувається укріплення сірчаної кислоти до 93 % в наслідок екзотермічної реакції з олеумом. Тепло від змішувача відводиться технічною водою. Готовий продукт (H₂SO₄ 93%) збирається в ємності Е6 і відправляється на склад. Технологічна схема процесу приведена на рисунку 1.

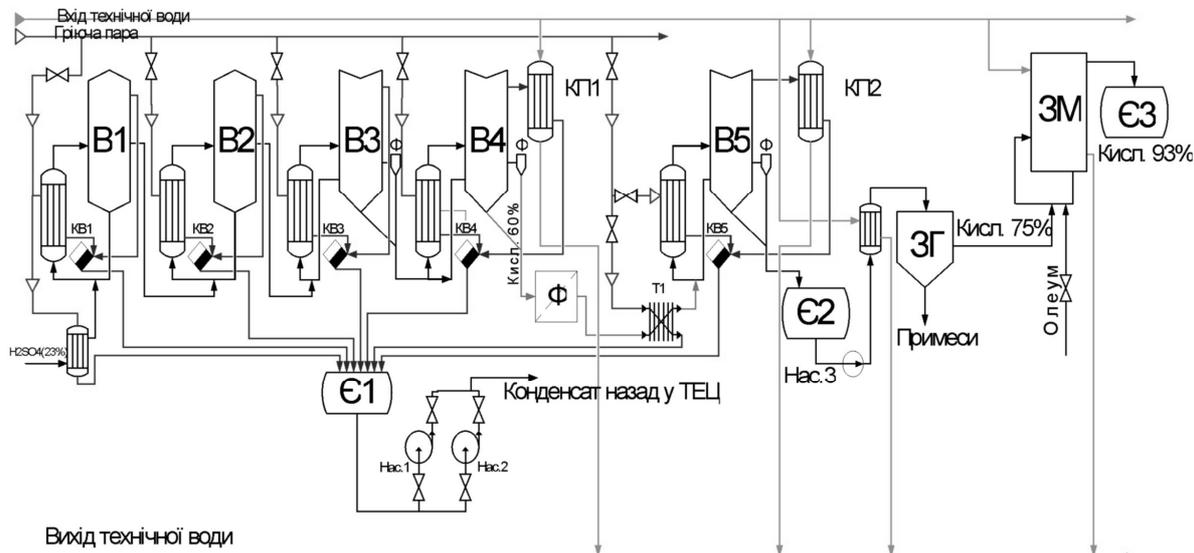


Рисунок 1 – Початкова енергофункціональна схема установки концентрування гідролізої сірчаної кислоти до 93 %

Визначення та збір технологічних потоків до потокової таблиці

У роботі проведено обстеження установки. При виборі потоків повинні виконуватися наступні вимоги: необхідно уникати перевизначення завдання; необхідно шукати можливість поліпшення проектованої системи за рахунок зміни умов проведення процесу; необхідно уникати неізотермічного змішування на стадії визначення енергетичних цілей [3].

В ході обстеження було виявлено 17 технологічних потоків, які будуть використані для визначення енергозберігаючого потенціалу установки з використанням методів інтеграції теплових процесів [4]. Дані занесено до таблиці 1.

Визначення цільових енергетичних значень

Використовуючи отримані технологічні потокові дані процесу концентрування гідролізої сірчаної кислоти та задані значення гарячих та холодних утиліт на температурно-ентальпійній діаграмі побудуємо складені криві для існуючого процесу, проаналізуємо ΔT_{min} та потужність рекуперації енергії (рисунок 2).

Отже, після побудови кривих, ми визначили, що $Q_{Hmin}=27390$ кВт, $Q_{Cmin}=27060$ кВт. Рекуперація відсутня $Q_{REC}=0$ кВт. Температуру пінча визначити неможливо.

Щоб отримати найбільшу рекуперацію теплової енергії і зменшити споживання холодних та гарячих утиліт необхідно зсунути складені криві по ентальпійній осі враховуючи оптимальне значення ΔT_{min} [7]. Для визначення оптимального ΔT_{min} користуємося алгоритмом, який включає в себе спеціалізована прикладна програма «Hint». Графік (як результат розрахунків), що відображає залежність величини капітальних затрат від обраного ΔT_{min} представлений на рисунку 3. Отримали значення $\Delta T_{min} = 8$ °C

Для нового ΔT_{min} на температурно-ентальпійній діаграмі побудуємо складені криві (рисунок 4).

Таким чином, після побудови складених кривих з визначеною оптимальною різницею температур 8 °C видно, що пінч для гарячих потоків локалізується на температурі $T_{hpinch} = 62$ °C, і відповідно для холодних $T_{cpinch} = 54$ °C. Складені криві ілюструють максимально можливу рекуперацію теплової енергії, яка дорівнює $Q_{REC}=17300$ кВт. Цільові енергетичні потреби установки в гарячих та холодних утилітах зменшилися на 63 % і становлять: $Q_{Hmin}=9850$ кВт, $Q_{Cmin}=9500$ кВт.

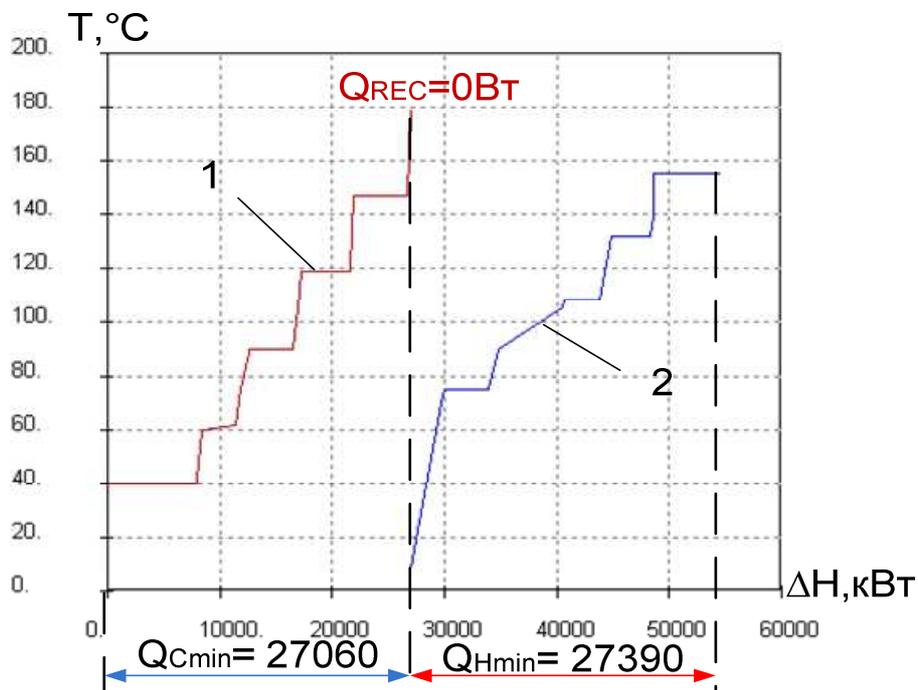
Сіткова діаграма для проекту реконструкції теплообмінної мережі наведена на рисунку 5. Теплова інтеграція виконується за рахунок створення двох незалежних підсистем нижче і вище точки пінча. В підсистемі вище пінча холодні потоки знаходяться в тепловому балансі з гарячими потоками і гарячими утилітами. Аналогічно, в системі нижче пінча – гарячі потоки знаходяться в тепловому балансі з холод-

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

ними потоками та утилітами [10]. Визначення загальної площі поверхні теплообміну дає значення 1348 м².

Таблиця 1 – Потокові дані для установки концентрації ГСК до 93 %

№	Назва потоку	Тип	T _s , °C	T _т , °C	G, кг/с	СР, кВт/К	ΔH, кВт
1.	Конденсат гріючої пари	гар	179	90	2,754	12	1043
2.	Вторинний пар	гар	147	147	2,156		4746
3.	Вторинний пар	гар	119	119	1,83		4329
4.	Вторинний пар	гар	90	90	1,61		3860
5.	Вторинний пар	гар	40	40	1,622		3906
6.	Конденсат вторин. пари	гар	89	42	7,38	22	1022
7.	Гідролізна сірчана кислота 23 %	хол	9	139	12,72	43	5565
8.	Сірчана кислота 26 %	хол	155	155	0,56		5880
9.	Сірчана кислота 34 %	хол	132	132	0,56		3396
10.	Сірчана кислота 43,4 %	хол	108	108	0,56		3232
11.	Сірчана кислота 60 %	хол	75	75	0,56		3860
12.	Кислота після Т1, 60 %	хол	70	90	9,385	21,4	428
13.	Конденсат г.п. із АВ-5	гар	120	75	2,281	9,62	432,9
14.	Втор. пара із АВ-5	гар	40	40	1,683	Конд. r = 2403кДж/кг	4044,25
15.	Упарена кислота, 75 %	гар	105	60	7,702	14,942	672,39
16.	Кислота 93 % в змішувачі	гар	61,9	60	1015,56	1584,27	3010,11
17.	H ₂ SO ₄ , 60 % в АВ-5	хол	90	105	146,92	334, 977	5030



- 1 – гаряча складена крива; 2 – холодна складена крива;
 Q_{Hmin} – споживання потужності від гарячих утиліт;
 Q_{Cmin} – споживання потужності від холодних утиліт;
 Q_{REC} – потужність рекуперації енергії

Рисунок 2 – Складені криві існуючого процесу на температурно-ентальпійній діаграмі

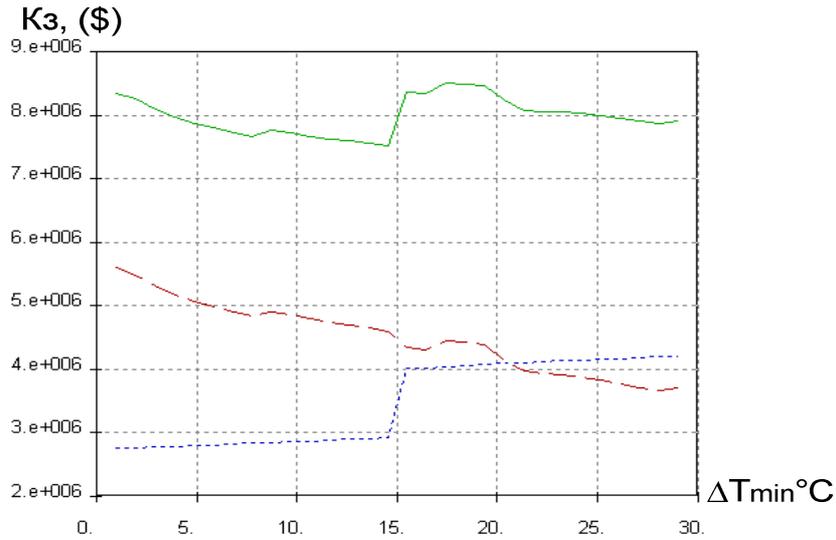


Рисунок 3 – Залежність Капітальних затрат від ΔT_{min}

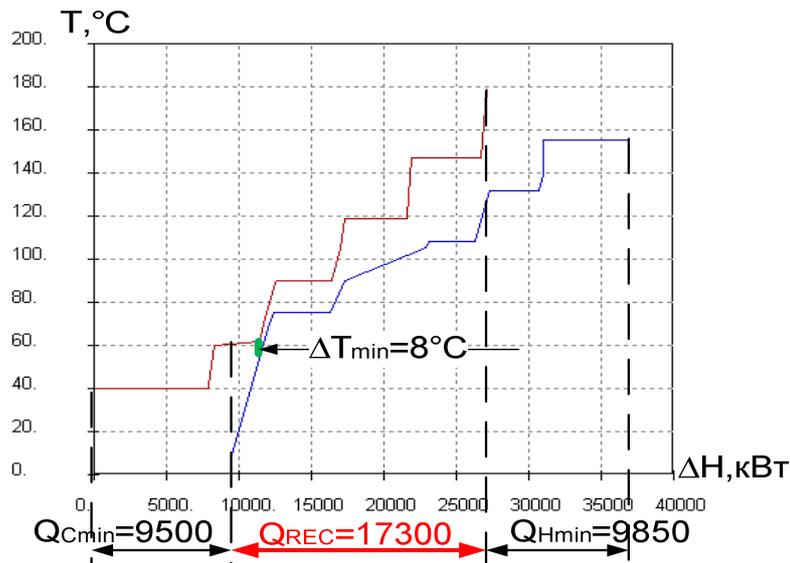


Рисунок 4 – Складені криві для нового ΔT_{min}

Використовуючи ринкову вартість природного газу, що на даний момент складає 518 дол. США за 1000m^3 , розраховуємо вартість 1 кВт/рік енергії, що становить 3570грн. за 1 кВт рік гарячих утиліт. Вартість холодних утиліт, як правило, складає 10 % від вартості гарячих [7]. Володіючи даними вартості утиліт та значеннями щодо їх економії після реконструкції, розраховуємо річний прибуток P_n (табл. 2).

Капітальні витрати на придбання та встановлення кожного теплообмінника визначаємо за формулою 1.

$$C_t = A \cdot S_M \cdot Y, \quad (1)$$

де C_t – вартість теплообмінника (встановлення + придбання); A – загальна вартість встановлення; S_M – площа теплообмінника; Y – вартість квадратного метра (для пластинчатих теплообмінників (вода-вода) вартість 1m^2 складає 5000 грн, для графітових (кислота-джерело тепла) – 5000 євро.

Враховуючи кількість та специфіку кожного апарату, загальні капітальні затрати складають

$$K_z = 71026586 \text{ грн.} \quad (2)$$

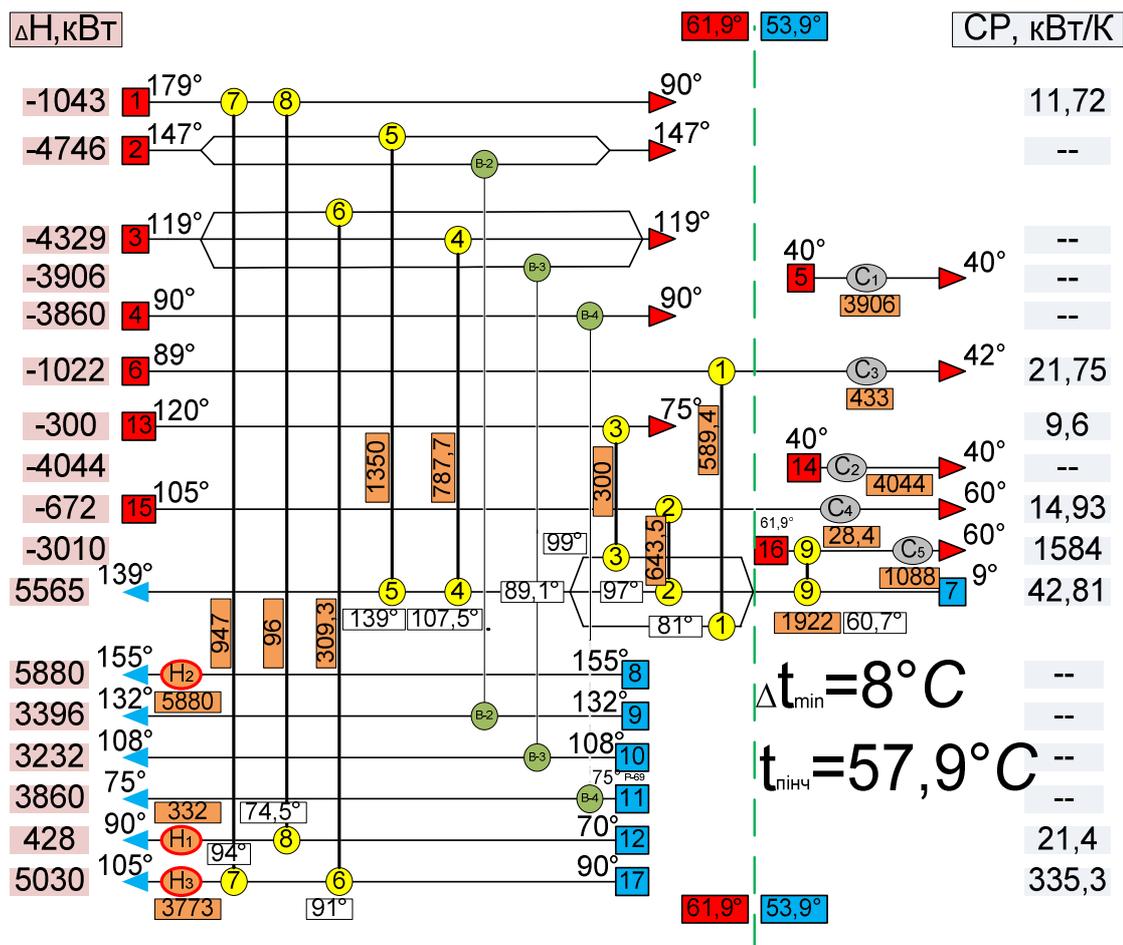


Рисунок 5 – «Сіткова діаграма» процесу концентрування гідролізованої сірчаної кислоти після інтеграції

“1–9” – теплообмінники; пунктир – локалізація пінч температур; CP – потокові теплоємності; кВт/К; ΔH – зміна теплового змісту потоку, кВт; під теплообмінниками вказані їх теплові навантаження

Тоді простий строк, за який окупиться проект складатиме:

$$K_3 / P_n = 71026586 / 68886720 = 1 \text{ рік.} \quad (3)$$

Таблиця 2 – Енергоспоживання та рекуперация проекту теплообмінної системи до та після реконструкції

Енергоносії	До реконструкції, кВт	Після реконструкції, кВт	Економія, кВт	Прибуток, грн. за рік
Гарячі утиліти	27390	9850	17540	62617800
Холодні утиліти	27060	9500	17560	6268920
Сума: (Pn)				68886720

Висновки

За допомогою пінч-аналізу, в даній роботі було успішно визначено потенціал енергозбереження установки концентрування гідролізованої сірчаної кислоти – 63 %. Саме в такому розмірі зменшилося споживання зовнішніх гарячих та холодних утиліт в новій інтегрованій теплообмінній мережі. Були побудовані складені криві процесу, визначено оптимальне значення мінімальної різниці температур, виконано розміщення теплообмінного обладнання на сітковій діаграмі в підсистемах вище та нижче точки пінча. Витрати на енергоносії зменшилися на 68 886 720 грн за рік. Одноразові витрати на необхідне теплообмінне

обладнання складають 71 026 586. Термін повернення інвестицій при впровадженні проекту складає 1 рік.

Даний економічний ефект може бути досягнутий за допомогою детального проекту реконструкції теплообмінної системи.

Література

1. Основы интеграции тепловых процессов / [Р. Смит, Й. Клемеш, Л.Л. Товажнянський и др.]. – М., 2004. – 458 с.
2. Офіційний сайт Національної Академії Наук України [Електронний ресурс] /. – режим доступу до ресурсу: <http://www.nas.gov.ua/>.
3. Товажнянський Л.Л. Проблемы энергосбережения и пинч-анализ как метод их решения / Л.Л. Товажнянський, Л.М. Ульянов. 2006. – (Оборудование и инструмент для профессионалов; изд. 2).
4. Загорулько Н.Е. Екстракція даних для теплоенергетичної інтеграції процесу концентрації гідролізної сірчаної кислоти / Н.Е. Загорулько, Л.М. Ульянов, А.О. Гарев, Н.В. Нехаєнко // ВІСНИК Національного технічного університету «ХПІ». – 2011. – № 21. – С. 90–97.
5. Амелин А. Г. Технология серной кислоты / Амелин А. Г. – М.: Химия, 1983. – 360 с. – (Учебное пособие для вузов; 2-е изд., перераб.)
6. Шварцштейн Я.В. Использование и переработка гидролизной серной кислоты и сульфатов железа / Я.В. Шварцштейн. – М. : Химия, 1970. – 15 с.
7. User guide on process integration for the efficient use of energy / [B. Linnhoff, D.W. Townsend, D. Boland et al.]. – Rugby : IChemE, UK, 1991. (New addition 1994). – 247 p.
8. Малин К.М. Справочник сернокислотчика / К.М. Малин. – М. : Химия, 1971. – 744 с.
9. Лебедев А.Я. Установки для денитрации и концентрирования серной кислоты / А.Я. Лебедев. – М. : Химия, 1972. – 240 с.
10. Nordman R. New process integration methods for heat-saving retrofit projects in industrial systems : Thesis for the degree of doctor of philosophy / R. Nordman. – Göteborg: Printed by Chalmers Reproservice, Sweden, 2005. – 77 p.

Bibliography (transliterated)

1. Osnovy Integracii Teplovih Processov [P. Smit, J. Klemesh, L.L. Tovazhnjans'kij I Dr.]. – М., 2004. – 458 p.
2. Oficijnij Sajt Nacional'noj Akademii Nauk Ukraini [Elektronnij Resurs] . – Rezhim Dostupu Do Resursu: [Http://www.nas.gov.ua/](http://www.nas.gov.ua/).
3. Tovazhnjanskij L.L. Problemy Jenergoberezenija I Pinch-Analiz Kak Metod Ih Reshenija L.L. Tovazhnjanskij, L.M. Ul'ev. 2006. – (Oborudovanie I Instrument Dlja Professionalov; Izd. 2).
4. Zagorul'ko N.E. Ekstrakcija Danih Dlja Teploenergetichnoj Integracii Procesu Koncentracii Gidroliznoj Sirchanoj Kisloty N.E. Zagorul'ko, L.M. Ul'ev, A.O. Garev, N.V. Nehaenko Visnik Nacional'nogo Tehnichnogo Universitetu «Hpi». – 2011. – # 21. – p. 90–97.
5. Amelin A. G. Tehnologija Sernoj Kisloty Amelin A. G. – М.: Himija, 1983. – 360 p. – (Uchebnoe Posobie Dlja Vuzov; 2-E Izd., Pererab.)
6. Shvarcshtejn Ja.V. Ispolzovanie I Pererabotka Gidroliznoj Sernoj Kisloty I Sul'fatov Zheleza Ja.V. Shvarcshtejn. – М. : Himija, 1970. – 15 p.
7. User Guide On Process Integration For The Efficient Use Of Energy [B. Linnhoff, D.W. Townsend, D. Boland Et Al.]. – Rugby : Icheme, Uk, 1991. (New Addition 1994). – 247 P.
8. Malin K.M. Spravochnik Sernokislotchika K.M. Malin. – М. : Himija, 1971. – 744 p.
9. Lebedev A.Ja. Ustanovki Dlja Denitracii I Koncentrirovanija Sernoj Kisloty A.Ja. Lebedev. – М. : Himija, 1972. – 240 p.
10. Nordman R. New Process Integration Methods For Heat-Saving Retrofit Projects In Industrial Systems : Thesis For The Degree Of Doctor Of Philosophy R. Nordman. – Göteborg: Printed By Chalmers Reproservice, Sweden, 2005. – 77 P.

УДК 661.25:66.012.3

Ульєв Л.М., Нехаєнко Н.В., Данилов Ю.Б.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОТЕНЦИАЛА ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ
ПРОЦЕССА КОНЦЕНТРАЦИИ ГИДРОЛИЗНОЙ СЕРНОЙ КИСЛОТЫ**

Представленная работа посвящена изучению процесса концентрации гидролизной серной кислоты. Главной целью является определение потенциала энергосбережения для существующего процесса с помощью пинч-анализа. Рассмотрены: экстракция данных, построение составных кривых, нахождение оптимальной минимальной разности температур, определение целевых энергетических потребностей процесса. Представлена новая теплообменная сеть. Делается вывод о экономической выгоде модернизированного проекта.

Ulyev L.M., Nekhaienko M.V., Danilov Yu.B.

**DETERMINATION OF THE ENERGY SAVING POTENTIAL
OF THE SULFURIC ACID CONCENTRATION**

The article is devoted to the studying of sulfuric acid concentration process. The main goal is determination of the energy saving potential for given process by using pinch-diagnostic. Data extraction, construction of the composite curves, determination of the energy targets and optimal temperature difference are discussed. A new heat-exchanger network is presented. It is concluded that modern project is cost effective.

ЦИФРОВОЙ ИНВАРИАНТНЫЙ СТАБИЛИЗАТОР ТАНКОВОЙ ПУШКИ

Постановка задачи. В работах [1,2] предложена схема стабилизатора танковой пушки, обладающего свойствами инвариантности к действию внешних возмущений, уводящих ось канала ствола от линий прицеливания. Схема содержит помимо традиционных гироскопических датчиков угла и угловой скорости также два датчика давления рабочей жидкости в полостях исполнительного гидроцилиндра канала вертикального наведения. Алгоритм стабилизации, формируемый электронным блоком стабилизации в этом случае записывается в виде

$$U(t) = k_{\varphi}\varphi(t) + k_{\dot{\varphi}}\dot{\varphi}(t) + k_p\Delta p(t), \tag{1}$$

где $\varphi(t)$ – угол отклонения оси канала ствола танковой пушки относительно линии прицеливания; $\dot{\varphi}(t)$ – угловая скорость поворота пушки; $\Delta p(t)$ – разность давления рабочей жидкости в полостях гидроцилиндра.

В работе [3] показано, что нелинейная характеристика предохранительного клапана электрогидравлического усилителя стабилизатора канала вертикального наведения является причиной возникновения автоколебаний давления рабочей жидкости в гидросистеме. Эти автоколебания имеют малую амплитуду и высокую частоту. Амплитуда автоколебаний рабочей жидкости не превышает 0,01 % от величины номинального давления, поэтому указанные автоколебания практически не оказывают влияния на точность аналогового стабилизатора, реализующего алгоритм стабилизации (1). Частота автоколебаний достигает величины $\omega = 0.5 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ или $f \approx 80$ Гц. Эта частота достаточно велика, что приводит к значительным помехам при использовании первой разности решетчатой функции $\Delta p[nT]$ в цифровом стабилизаторе танковой пушки, реализующем алгоритм стабилизации

$$U[nT] = k_{\varphi}\varphi[nT] + k_{\dot{\varphi}} \frac{\varphi[nT] - \varphi[(n-1)T]}{T} + k_p\Delta p[nT] + k_p \frac{\Delta p[nT] - \Delta p[(n-1)T]}{T}, \tag{2}$$

где T – период дискретности цифрового стабилизатора.

Целью настоящей работы является повышение помехозащищенности цифрового стабилизатора, реализующего алгоритм стабилизации (2).

Основная часть. В цифровых системах автоматического управления широкое распространение получили цифровые низкочастотные фильтры [4,5]. Для фильтрации зашумленных высокочастотными помехами сигналов наиболее эффективными являются рекурсивные фильтры Баттеруорта, а для получения разностей решетчатых функций – фильтры Ланцоша. В работе [6] показано, что при разработке ПД – стабилизаторов с цифровыми низкочастотными фильтрами целесообразно соединение фильтров Баттеруорта и Ланцоша по последовательно-параллельной схеме. Тогда схема цифрового инвариантного стабилизатора танковой пушки имеет вид, представленный на рис. 1, где приняты обозначения: ГДУ – гироскопический датчик угла; ГДУС – гироскопический датчик угловой скорости; ВТ – вращающийся трансформатор; ЭБ – электронный блок; ЭМ – электромагнит; Я – якорь электромагнита; ОУ1, ОУ2 – обмотки управления электромагнитом; ФП – фиксирующая пружина; ГН – гидронасос; И1, И2 – запорные иглы; ГЦ – гидроцилиндр; ТП – танковая пушка; ОЦ – ось цапф; ДД1, ДД2 – датчики давления рабочей жидкости в верхней и нижней полостях гидроцилиндра соответственно; ПАК – преобразователь «аналог-код»; ФБ1, ФБ2 – фильтры Баттеруорта; ФЛ – фильтр Ланцоша.

Из рассмотрения рис. 1 можно записать выражение для дискретной передаточной функции вновь введенного контура стабилизации

$$W_p(z) = k_p W_\delta(z) + k_p W_\delta(z) W_x(z) = W_\delta(z) [k_p + k_p W_x(z)], \quad (3)$$

где $W_\delta(z), W_x(z)$ – дискретные передаточные функции фильтров Баттеруорта и Ланцоша соответственно, приведенные в работе [6].

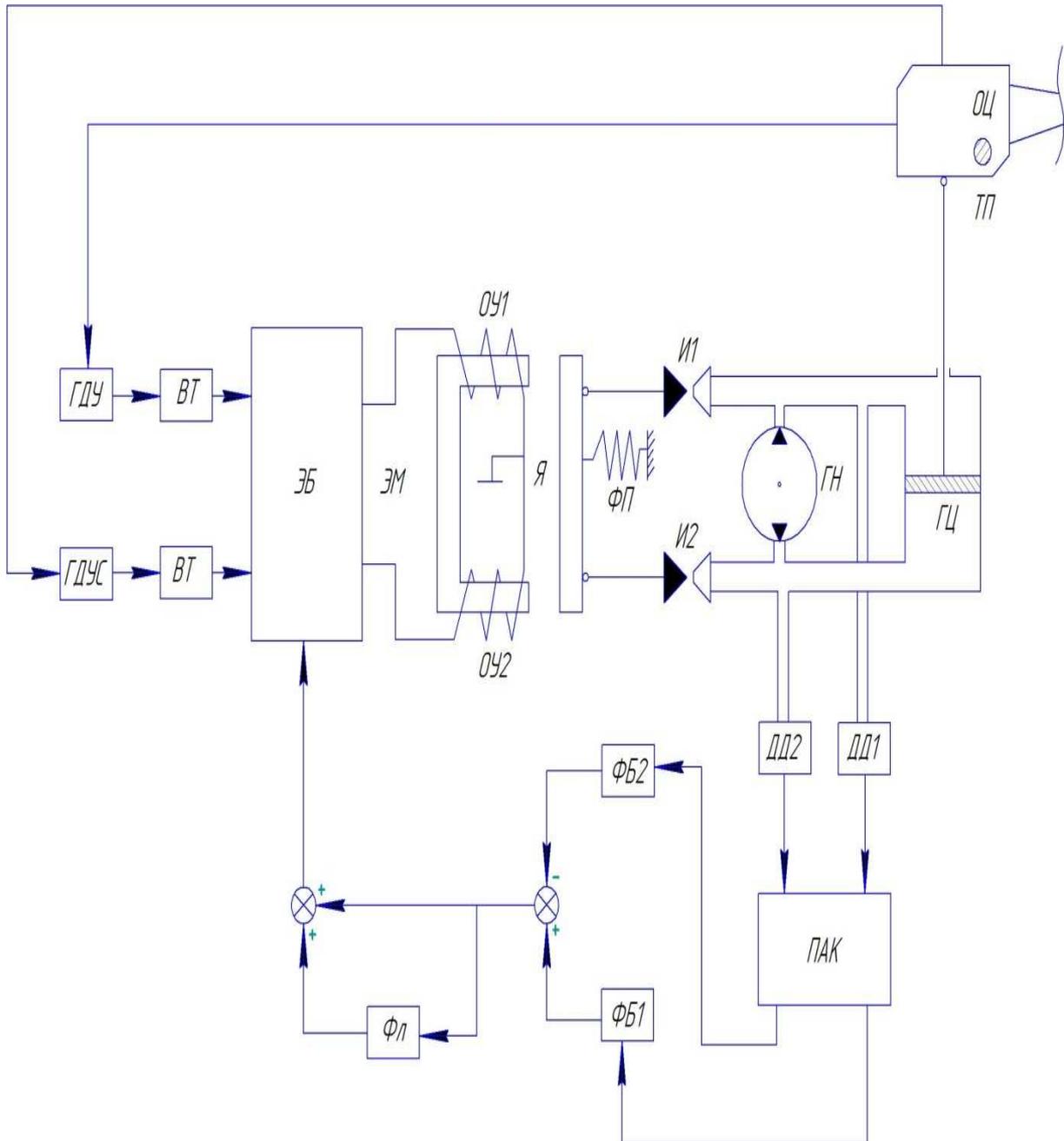


Рисунок 1 – Схема инвариантного стабилизатора

Выводы. Повышение помехозащищенности цифрового инвариантного стабилизатора танковой пушки может быть достигнуто с помощью последовательно-параллельного соединения цифровых низкочастотных фильтров Баттеруорта и Ланцоша, введенного в канал стабилизации по давлению рабочей жидкости в полостях исполнительного гидроцилиндра.

Литература

1. Александров Е.Е. Инвариантный стабилизатор танковой пушки / Е.Е. Александров, И.Е. Александрова, К.И. Богатыренко // Збірник наукових праць Харківського університету Повітряних сил. – 2006. – Вип.2(8). – С. 39–42.
2. Аблесімов О.К. Автоматичне керування рухомими об'єктами і технологічними процесами. Т.3. Автоматичне керування озброєнням танків / О.К. Аблесімов, Є.Є. Александров, І.Є. Александрова. – Харків: НТУ «ХПІ», 2008. – 444 с.
3. Александрова Т.Е. Расчет параметров автоколебаний давления рабочей жидкости в гидросистеме стабилизатора канала вертикального наведения танковой пушки / Т.Е. Александрова, И.Е. Александрова, А.А. Лазаренко // Интегровані технології та енергозбереження. – 2011. – №3. – С. 24–30.
4. Хэмминг Р.В. Цифровые фильтры / Р.В. Хэмминг. – М.: Недра, 1984. – 221 с.
5. Ивашко А.В. Методы и алгоритмы цифровой обработки сигналов / А.В. Ивашко. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. – 240 с.
6. Александрова Т.Е. Сравнительный анализ цифровых ПД – стабилизаторов подвижных объектов с низкочастотными фильтрами Баттеруорта и Ланцоша / Т.Е. Александрова, В.А. Кононенко, А.А. Лазаренко, Зейн Али // Радіоелектроніка. Інформатика. Управління. – 2011. – №2. – С. 49–52.

Bibliography (transliterated)

1. Aleksandrov E.E. Invariantnyj stabilizator tankovoj pushki E.E. Aleksandrov, I.E. Aleksandrova, K.I. Bogatyrenko Zbirnik naukovih prac' Harkivs'kogo universitetu Povitrijanih sil. – 2006. – Vip.2(8). – p. 39–42.
2. Ablesimov O.K. Avtomatichne keruvannja ruhomimi ob'ektami i tehnologichnimi procesami. T.3. Avtomatichne keruvannja ozbroennjam tankiv O.K. Ablesimov, Є.Є. Aleksandrov, І.Є. Aleksandrova. – Harkiv: NTU «HPI», 2008. – 444 p.
3. Aleksandrova T.E. Raschet parametrov avtokolebanij davlenija rabochej zhidkosti v gidrosisteme stabilizatora kanala vertikal'nogo navedenija tankovoj pushki T.E. Aleksandrova, I.E. Aleksandrova, A.A. Lazarenko Integrovani tehnologii ta energozberezhennja. – 2011. – #3. – p. 24–30.
4. Hjemming R.V. Cifrovyje fil'try R.V. Hjemming. – M.: Nedra, 1984. – 221 p.
5. Ivashko A.V. Metody i algoritmy cifrovoj obrabotki signalov A.V. Ivashko. – Har'kov: NTU «HPI», 2005. – 240 p.
6. Aleksandrova T.E. Sravnitel'nyj analiz cifrovyh PD – stabilizatorov podvizhnyh ob"ektov s nizkochastotnymi fil'trami Batteruorta i Lancosha T.E. Aleksandrova, V.A. Kononenko, A.A. Lazarenko, Zejn Ali Radioelektronika. Informatika. Upravlinnja. – 2011. – #2. – p. 49–52.

УДК 621.77

Александрова Т.Є., Александрова І.Є., Лазаренко А.О.

ЦИФРОВИЙ ІНВАРІАНТНИЙ СТАБІЛІЗАТОР ТАНКОВОЇ ГАРМАТИ

Пропонується схема цифрового інваріантного стабілізатора танкової гармати підвищеної завадозахисності з цифровими фільтрами Баттеруорта і Ланцоша.

Alexandrova T.E., Alexandrova I.E., Lazarenko A.A.

DIGITAL INVARIANT TANK GUN STABILIZER

Scheme of digital invariant tank gun stabilizer with high noise immunity with digital Butterwort and Lanczos filters is proposed.

Анипко О.Б., Муленко А.О., Баулин Д.С., Хань С.П.

**КОРРЕКЦИЯ ЗАВИСИМОСТИ НАЧАЛЬНОЙ СКОРОСТИ ПУЛИ
7,62-мм ВИНТОВОЧНОГО ПАТРОНА
ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ СТРЕЛЬБ**

В настоящее время на базах и арсеналах МО Украины скопились тысячи тонн разнообразных боеприпасов, сроки хранения которых превышают гарантийные.

Опыт хранения боеприпасов показывает, что их чувствительность к внешним воздействиям со временем, по мере окончания гарантийного срока хранения, повышается, что связано с изменением физико-химических свойств порохов, которыми снаряжены боеприпасы [1].

Продолжительность хранения снаряженных унитарных патронов и выстрелов отдельного заряжения имеет исключительно большое значение для определения необходимых объемов хранения боеприпасов на базах и складах, так как с этим связаны вопросы необходимых производственных мощностей заводов по производству, переработке и утилизации порохов и вопросы системы контроля за состоянием порохов.

В процессе длительного хранения пироксилиновые пороха, применяемые в боеприпасах к артиллерийскому и стрелковому оружию, самопроизвольно разлагаются и претерпевают различные физико-химические превращения. Эти изменения имеют место, как в результате чисто физических процессов (массоперенос, испарение, поглощение влаги), так и физико-химических процессов (рекристаллизация, экссуляция), что негативно отражается на баллистических свойствах порохов, которые, в конечном итоге, могут измениться настолько, что практическое применение боеприпасов становится опасным и невозможным.

Баллистические качества пироксилиновых порохов определяются совокупностью ряда свойств: работоспособностью, формой пороховых элементов, скоростью горения, и оцениваются величинами начальной скорости, максимального давления пороховых газов и срединного отклонения начальной скорости снаряда при стрельбе из оружия [2–4].

Способность порохов обеспечивать постоянство этих величин в процессе длительного хранения и при стрельбе в различных условиях – есть баллистическая стабильность порохов. Она тесно связана с их физической и химической стойкостью. Пороха, отличающиеся высокой физической или химической стойкостью, будут и баллистически стабильными [3].

Баллистическая стабильность пироксилиновых порохов ограничена из-за испарения растворителя и влаги. Изменение содержания компонентов пороха сопровождается существенным изменением его баллистических свойств. При изменении содержания летучих веществ в порохе на 1 % скорость горения меняется на 12 %, давление пороховых газов – на 15 %, а начальная скорость снаряда – на 4 % [5–6].

Продолжительность хранения порохов имеет исключительно большое значение, так как с ней связаны вопросы необходимых производственных мощностей пороховых заводов и вопросы системы контроля над состоянием порохов. Однако установление гарантийных сроков безопасного хранения порохов и их эксплуатационной пригодности является чрезвычайно трудной проблемой. Имеющиеся сведения [3–4] о состоянии порохов при длительном хранении не дают надежных данных для определения продолжительности безопасного хранения порохов.

При длительном хранении происходит разложение пороха. В определенных условиях разложение химически нестойкого пороха может протекать настолько быстро, что происходит его воспламенение [2–4].

Ускорению разложения пороха способствует повышение температуры окружающей среды. Нагревание пороха на каждые 5 °С ускоряет процесс разложения в 1,5–2 раза. Присутствие влаги в небольших количествах ускоряет процесс гидролитического распада, еще более губительного, чем термическое разложение [7].

Проблема старения пороховых зарядов и ухудшения, в связи с этим, баллистических характеристик оружия известна и не нова. Однако имеющиеся данные исследований физико-химических изменений в порохах охватывают срок их хранения до 5 лет, прогнозы – до 10 лет. Данные об изменениях, происходящих в порохах при более длительных сроках хранения, отсутствуют.

В период с 2003 по 2008 год были проведены систематические исследования по влиянию старения порохового заряда на баллистические характеристики танковой пушки, стрелкового оружия и живучесть стволов артиллерийских систем [5,6–11].

Однако эти исследования охватывали послегарантийный период хранения боеприпасов (после 10 лет) не превышающий 22–28 лет. В настоящее время после проведения этих исследований прошло около 10 лет, что составляет примерно половину исследованного ранее послегарантийного срока. В этой связи возникает задача проверки применимости полученных ранее соотношений начальной скорости от срока хранения и в случае необходимости их коррекции.

В настоящем исследовании приведены данные о результатах экспериментальных исследований по измерению начальной скорости пули 7,62-мм винтовочных патронов, которые проводились с использованием материальной части и на полигоне КП ХКБМ им. А.А. Морозова.

В эксперименте использовались 7,62-мм винтовочные патроны 1973 года изготовления, что соответствует 39 годам хранения.

Проведены измерения начальной скорости пули для каждого срока хранения боеприпасов при стрельбе из 7,62-мм снайперской винтовки Драгунова СВД. Полученные значения начальной скорости пули приведены в табл. 1 и на рис. 1.

Таблица 1

Год выпуска боеприпасов	1973 г.
$V_0^{cp.}$, м/с	713
V_0^{max} , м/с	721
V_0^{min} , м/с	707
$V_0^{табл.}$, м/с	830

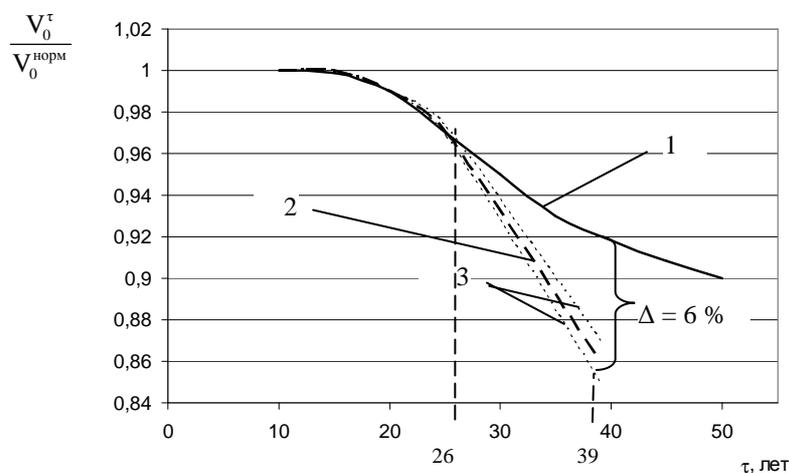


Рисунок 1 – Относительные значения изменений начальной скорости пули боеприпасов послегарантийного срока хранения и ранее спрогнозированные ее изменения

1 – прогноз изменений начальной скорости пули боеприпасов послегарантийного срока хранения;

2 – изменения начальной скорости пули боеприпасов со сроком хранения 39 лет;

3 – доверительные интервалы изменения начальной скорости пули боеприпасов со сроком хранения 39 лет

Прогноз осуществлялся на основе выражения [5] которое имеет вид:

$$\frac{V_0^\tau}{V_0^{норм}} = 1,04 \cdot 10^{-7} \tau^2 - 1,05 \cdot 10^{-5} \tau + 1,36 \cdot 10^{-3}. \quad (1)$$

Как видно из представленных данных, начальная скорость пули 7,62-мм винтовочных патронов со сроком хранения 39 лет отличается от существующего прогноза по выражению (1) в сторону понижения, то есть прогноз оптимистический. Как видно из приведенных на рисунке 1 графиков снижение начальной скорости относительно прогнозного уравнения (или области прогноза) составляет порядка ~ 6 %. Это превосходит доверительный интервал выражения 1, в этой связи возникает задача построения новой формулы с учетом данных по изменению начальной скорости пули боеприпасов со сроком хранения 39 лет. В результате интерполяции экспериментальных данных 39 летнего срока хранения и предыдущих данных по изменению начальной скорости пули 7,62-мм винтовочных патронов с использованием метода наименьших квадратов в среде EXCEL получено выражение в виде:

$$\frac{V_0^\tau}{V_0^{норм}} = -2 \cdot 10^{-4} \tau^2 + 5,1 \cdot 10^{-4} \tau + 0,97. \quad (2)$$

Полученное выражение (2) является коррекцией выражения (1) и на интервале сроков хранения от 10

до 45 лет может применяться для коррекции начальной скорости пули при выработке начальных условий при стрельбе и прицеливании.

Для прогнозирования изменения начальной скорости пули 9-мм пистолета Макарова и 7,62-мм револьвера ТОЗ-36 использовалась ранее разработанная аналогичная методика. Однако при проведении экспериментальных стрельб с использованием 7,62-мм винтовочных патронов были получены результаты существенно отличающиеся от прогнозируемых. В связи с этим, для коррекции ранее установленных зависимостей изменения начальной скорости пули 9-мм пистолета ПМ и 7,62-мм револьвера ТОЗ-36 необходимо проведение дополнительных экспериментальных исследований.

Литература

1. Серебряков М.Е. Внутренняя баллистика ствольных систем и пороховых ракет. – М.: Оборонгиз, 1962. – 703 с.
2. Горст А.Г. Пороха и взрывчатые вещества / Горст А.Г. – М.: Машиностроение, 1972. – 208 с.
3. Шагов Ю.В. Взрывчатые вещества и пороха / Шагов Ю.В. – М.: Военное издательство Министерства Обороны СССР, 1976. – 120 с.
4. Будников М.А., Левкович Н.А., Быстров И.В., Сиротинский В.Ф., Шехтер Б.И. Взрывчатые вещества и пороха. / Будников М.А. – М.: Государственное издательство оборонной промышленности, 1955.– 364 с.
5. Аніпко О.Б., Бусяк Ю.М. Внутренняя баллистика ствольних систем при применении боеприпасов длительных сроков хранения. / Монографія. – Х.: Академія ВВ МВД України, 2010. – 129 с.
6. Поправочные формулы внутренней баллистики / Ермолаев С.И., Комаров Л.Б., Чурбанов Е.В. ГАУ – М.:ВИМО СССР. – 1956 г. – 368 с
7. Аніпко О.Б., Бірюков І.Ю., Баулін Д.С. Модель масопереноса при храненні порохових зарядів з урахуванням зміни температури оточуючої середовища // Збірник наукових праць ХУПС. - 2006. – 2 (8). – С. 50–54.
8. Аніпко О.Б., Баулін Д.С., Бірюков І.Ю. Вплив тривалості зберігання боеприпасів на баллістичні характеристики стрілецького озброєння // Інтегровані технології та енергозбереження. Х.: Ізд-во НТУ “ХПІ”, 2007. – №2, С. 97–100.
9. Баулін Д.С., Бірюков І.Ю. Експлуатаційні характеристики стрілецького озброєння при використанні боеприпасів довготривалого зберігання // Інтегровані технології та енергозбереження. Х.: Ізд-во НТУ “ХПІ”, 2008. – №2, С. 113–117.
10. Аніпко О.Б., Бірюков І.Ю., Баулін Д.С., Воробійов В.І. Особливості характеристик внутрішньої балістики порохових зарядів боеприпасів, які знаходяться за межами гарантійних строків зберігання. Навчально-методичний посібник. Рекомендовано Науковою радою внутрішніх військ МВС України. Протокол № 2 від 20.08.2008 р. 40 с.
11. Баулін Д.С. Експериментальне дослідження впливу конструктивних характеристик боеприпасів на початкову швидкість куль // Збірник наукових праць “НАДПС України ім. Б.Хмельницького”. – 2004. – №31. Частина II. С. 5–7.

Bibliography (transliterated)

1. Serebrjakov M.E. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem i porohovyh raket. – M.: Oborongiz, 1962. – 703 p.
2. Gorst A.G. Poroha i vzryvchatye veshhestva Gorst A.G. – M.: Mashinostroenie, 1972. – 208 p.
3. Shagov Ju.V. Vzryvchatye veshhestva i poroha Shagov Ju.V. – M.: Voennoe izdatel'stvo Ministerstva Oborony SSSR, 1976. – 120 p.
4. Budnikov M.A., Levkovich N.A., Bystrov I.V., Sirotinskij V.F., Shehter B.I. Vzryvchatye veshhestva i poroha. Budnikov M.A. – M.: Gosudarstvennoe izdatel'stvo oboronnoj promyshlennosti, 1955.– 364 p.
5. Anipko O.B., Busjak Ju.M. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primenenii boeprapasov dlitel'nyh srokov hranenija. Monografija. – H.: Akademija VV MVD Ukrainy, 2010. – 129 p.
6. Popravochnye formuly vnutrennej ballistiki Ermolaev S.I., Komarov L.B., Churbanov E.V. GAU – M.:VIMO SSSR. – 1956 g. – 368 p
7. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Baulin D.S. Model' massoperenosa pri hranenii porohovyh zarjadov s uchetom izmenenija temperatury okruzhajushhej sredy Zbirnik naukovih prac'. HUPS. - 2006. – 2 (8). – p. 50–54.
8. Anipko O.B., Baulin D.S., Birjukov I.Ju. Vlijanie dlitel'nosti hranenija boeprapasov na ballisticheskie

характеристики стрелкового озброєння Інтегровані технології та енергозбереження. Н.: Ізд-во NTU "НПІ", 2007. – #2, С. 97–100.

9. Baulin D.S., Birjukov I.Ju. Експлуатаційні характеристики стрілецького озброєння при використанні боеприпасів довготривалого зберігання Інтегровані технології та енергозбереження. Н.: Ізд-во NTU "НПІ", 2008. – #2, р. 113–117.

10. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Baulin D.S., Vorobjov V.I. Особливості характеристик внутрішньої балістики порохів зарядів боеприпасів, які знаходяться за межами гарантійних строків зберігання. Навчально-методичний посібник. Рекомендовано Науковою радою внутрішніх військ МВС України. Протокол # 2 від 20.08.2008 р. 40 р.

11. Baulin D.S. Експериментальне дослідження впливу конструктивних характеристик боеприпасів на початкову швидкість кулі Збірник наукових праць "НАДПС України ім. В.Гмеліна". – 2004. – #31. Частина II. р. 5–7.

УДК 623.418

Аніпко О.Б., Муленко О.О., Баулін Д.С., Хань С.П.

КОРЕКЦІЯ ЗАЛЕЖНОСТІ ПОЧАТКОВОЇ ШВИДКОСТІ КУЛІ 7,62-ММ ГВИНТІВКОВОГО ПАТРОНА ЗА РЕЗУЛЬТАТАМИ ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИХ СТРІЛЬБ

У статті представлені фактори, що впливають на тривалість зберігання порохів, дані експериментальних досліджень початкової швидкості кулі та на основі цих даних проведена корекція раніше встановленої залежності зміни початкової швидкості кулі.

Anipko O.B., Mulyenko A.O., Baulin D.S., Han S.P.

THE CORRECTION OF THE 7,62-mm AUTOMATIC RIFLE MUZZLE VELOCITY ACCORDING TO THE EXPERIMENTAL SHOOTING RESULTS

In it was presented influencing factors on the duration of storage of gunpowders and presented, data of experimental researches of initial speed of a bullet and on the basis of these data it was correction before the established dependence of change of bullet's initial speed.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ИЗМЕНЕНИЯ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОРОХОВОГО ЗАРЯДА И НАЧАЛЬНОЙ СКОРОСТИ 30 мм АРТИЛЛЕРИЙСКИХ БОЕПРИПАСОВ МОРСКОЙ НОМЕНКЛАТУРЫ

На арсеналах, базах и складах вооружения Военно-Морских Сил Вооруженных Сил Украины хранятся артиллерийские боеприпасы, изготовленные в 70–80-х годах прошлого столетия, и доставшиеся Украине при разделе Черноморского флота СССР. Величина этого боезапаса значительно больше потребности флота. Однако, анализируя результаты физико-химических испытаний боеприпасов морской номенклатуры за последние годы, и, учитывая требования, указанные в [1], можно сделать вывод, что на протяжении 2015–2016 годов в мирное время выдача выстрелов на корабли для проведения стрельб станет невозможна. А в случае необходимости ведения боевых действий, стрельба имеющимися артиллерийскими боеприпасами будет сопряжена с большим количеством недолетов, недостаточной кучностью и другими проявлениями ненормального действия боеприпасов.

Такая ситуация сложилась в основном из-за того, что в основе метательных зарядов выстрелов ствольных систем артиллерийского вооружения кораблей лежат пироксилиновые пороха, физические, химические, а следовательно и баллистические свойства которых изменяются со временем. При длительном хранении пороха начинают терять характеристики, обеспечивающие оружию необходимые боевые качества. Ранее, путем проведения плановой ротации избегали влияния этого ухудшения. При этом сроки хранения не должны превышать 15–17 лет. На современном этапе большей частью эксплуатируются боеприпасы, которые были произведены 25 и более лет назад. Закупка новых образцов не проводится, поэтому проявления отрицательного влияния геронтологических изменений порохов на артиллерийские боеприпасы неизбежны.

Вывод о возможности использования боеприпасов для боевых стрельб делается на основании физико-химического исследования порохов и внешнего осмотра артиллерийских выстрелов. Физико-химические исследования порохов, которые проводятся в настоящее время в пиротехнической лаборатории воинской части А2192 (г. Макаров), имеют ряд существенных недостатков, а именно:

- применение индикаторов, которое ставит результат анализа в зависимость от качества лакмусовой бумаги;
- зависимость оценки показаний от наблюдателя, от его остроты зрения, особенности различать переходные цвета;
- недостаточный перечень проверяемых параметров (проводится проверка только стойкости порохов в данный момент, не учитывается изменение физико-химических свойств в дальнейшем и последствия этих изменений, в том числе и на боевое применение);
- несовершенная система отбора выстрелов на исследования, которая не дает возможности в полной мере учитывать разные условия хранения боеприпасов одной партии; например: если одна часть боеприпасов хранилась в погребах кораблей при повышенной температуре, а другая часть хранилась только в подземных хранилищах при нормальной постоянной температуре.

В условиях вынужденной эксплуатации послегарантийных артиллерийских боеприпасов необходимо организовывать мониторинг их состояния (прогнозировать изменение основных баллистических характеристик, уменьшать с помощью организационно-технических мер вероятность проявления ненормального действия, выявлять опасные в обращении боеприпасы, проводить своевременно утилизацию и т.д.) [2, 3].

Таким образом, прогнозирование изменений в свойствах порохов метательных зарядов боеприпасов в зависимости от сроков их хранения представляется важной научно-прикладной задачей.

Анализ литературы [2–7] показывает, что в последнее время появилось значительное количество публикаций как отечественных, так и зарубежных исследователей, посвященных проблеме усовершенствования методов определения предельного срока службы (хранения) боеприпасов и вытекающей из нее задачи разработки научно-обоснованной модели эксплуатации боеприпасов длительных сроков хранения. Однако теоретических и экспериментальных методов применительно к унитарным боеприпасам малого калибра представлено не было. Также остаются неопределенными параметры и критерии, значения которых могут быть получены в условиях штатной эксплуатации непосредственно в местах хранения, и дадут возможность достоверно оценить баллистические свойства порохового заряда.

В анализируемых литературных источниках не уделяется внимания созданию методики расчета так называемых «пороховых поправок», которые обязательно возникают при боевом использовании выстрелов с пороховыми зарядами, у которых начали проявляться геронтологические изменения.

Из многочисленных проявлений, которые влекут за собой процессы физического и химического разложения порохов (самовозгорание, разрыв элементов ствольной системы из-за превышения максимального давления пороховых газов над расчетным критическим давлением и т.д.), выделяется явление снижения начальной скорости снаряда. Это основной показатель, по которому судят о степени изменения баллистических свойств метательных зарядов. Изменение начальной скорости снаряда с течением времени хранения приводит к изменениям условий стрельбы. Изменения в условиях стрельбы необходимо учитывать при подготовке исходных данных для стрельбы.

В настоящее время на кораблях такой учет осуществляется во время проведения баллистической подготовки, которая включает в себя [8]:

- определение отклонения начальной скорости снаряда вследствие износа канала ствола;
- определение поправки на изменение начальной скорости снаряда из-за отклонения температуры заряда;
- определение пороховой поправки, учитывающей изменение начальной скорости снаряда в зависимости от баллистических характеристик данной партии заряда;
- расчет суммарной поправки ΔV_0 на отклонение начальной скорости снаряда от табличной и учет ее. Суммарная поправка на отклонение начальной скорости определяется как

$$\Delta V_0 = \Delta V_{0\text{изн}} + \Delta V_{0\text{ТЗ}} + \Delta V_{0\text{пмп}}. \quad (1)$$

Третье слагаемое – пороховая поправка – указана маркировкой на выстреле или берется из документов на полученный на корабль боеприпас. Если пороховая поправка на выстреле и в документах не указана, то она принимается равной нулю.

В зависимости от типа прицельного устройства, рассчитанное суммарное отклонение начальной скорости вводится в прибор непосредственно или через поправку дня.

Как видно, при баллистической подготовке не учитывается влияние на начальную скорость снаряда, которое может оказать метательный заряд с геронтологическими изменениями порохов.

Такой подход оправдан в случае применения для стрельбы боеприпасов, срок эксплуатации которых не превышает 10 лет. Для артиллерийских выстрелов со сроком эксплуатации более 25 лет пренебрежение этим фактором приводит к погрешностям при стрельбе.

Задача определения баллистических характеристик метательных зарядов и изменения свойств порохов может быть решена на основе комплексного применения теоретических, экспериментальных методов и решения задач внутренней баллистики.

Внутренняя баллистика связывает химический процесс горения пороха, механический процесс поступательного движения снаряда и термодинамический процесс расширения пороховых газов. Теория поправок позволяет рассчитать изменения начальной скорости снаряда при изменении условий заряжания. Такая задача является отдельным случаем основной задачи внутренней баллистики, но в настоящее время выдвигается как особенная, имея в виду, что необходимо учитывать изменения свойств порохов при длительном хранении.

Целью статьи является разработка универсальной модели эксплуатации унитарных боеприпасов малого калибра и методики прогнозирования начальной скорости снаряда в зависимости от сроков эксплуатации.

Известно, что все пироксилиновые пороха по природе компонентов являются системами химически относительно неустойчивыми, поэтому в процессе эксплуатации претерпевают физические и химические превращения. Одной из важнейших проблем в комплексной оценке свойств порохов является прогнозирование таких изменений на относительно длительных отрезках времени и установление на этой основе сроков их эксплуатационной пригодности.

Существующие способы определения химической стойкости порохов основаны на том, что в определенных условиях разложение пироксилинового пороха может протекать быстро. Нагревание ускоряет процесс разложения, который происходит в действительности при реальном хранении (нагревание на каждые 5 °C ускоряет процесс в 1,5–2 раза).

Из всех способов выделяется так называемая «проба взвешиванием», которая дает возможность следить за ходом процесса разложения пороха по потере веса последнего с течением времени. Это уменьшение веса выражают в процентах от первоначального количества и строят кривую зависимости потери в весе от времени нагревания [9]. Нагревание прекращают после резкого загиба кривой, характеризующей начало прогрессивного разложения. Таким образом, «проба взвешиванием» показывает ход разложения не только в начальной стадии, но и в фазе более глубокого разложения.

На основании работ, посвященных изучению термостойкости, разработана теория химической стойкости [10], в которой химическая стойкость определяется двумя основными процессами:

– процессом первичного распада, скорость которого подчиняется закону мономолекулярной реакции и зависит только от температуры и химической природы вещества;

– процессом самоускоряющегося распада, протекающего по автокаталитическому механизму.

Ускорение процесса вызывается продуктами распада порохов. Скорость этого процесса зависит не только от химической природы и температуры, но и от примесей и внешних условий. К числу внешних условий относится накопление газообразных продуктов распада, если пороха находятся в герметизированном сосуде. В этом случае скорость распада может намного превосходить скорость первичного распада.

Основные свойства пороха и их изменение в процессе эксплуатации определяет физико-химическая природа его основного компонента – нитроцеллюлозы. По мере хода распада происходит уменьшение в весе этого вещества. В [10, с. 31–34] описывается процесс разложения нитроцеллюлозы и приводятся кривые изменения скоростей распада этого вещества при различных температурах.

На основании графического представления зависимостей, показанных в [9, 10] можно сделать вывод, что общий вид кривой потери массы порохового заряда от времени хранения будет иметь вид, представленный на рис. 1.

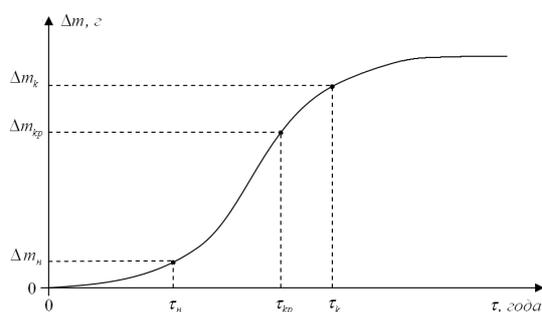


Рисунок 1 – Потеря массы порохового заряда

Анализ графической зависимости представленных рис. 1 показывает важность определения двух точек перегиба (Δm_n ; Δm_k), соответствующих началу и окончанию самоускоряющегося распада пороха. Представляется важным также и определение точки на графике, которая соответствует моменту, когда потеря массы заряда приведет к потере начальной скорости снаряда меньше допустимой, исходя из условия возможности ее компенсации ($\Delta m_{кр}$).

Также в [10] приводятся величины периодов полураспада для различных типов взрывчатых веществ. Данные показывают, что время распада пироксилиновых порохов и бризантных взрывчатых веществ отличаются в тысячи раз. Бризантные взрывчатые вещества, которые используются в артиллерийских боеприпасах морской номенклатуры, считаются химически стойкими. Поэтому можно сделать вывод, что при хранении выстрела у него уменьшается масса, прежде всего, за счет уменьшения массы пороха метательного заряда.

Решить задачу нахождения аналитической зависимости между потерей массы порохового заряда и временем хранения можно используя методы аналитической химии. Но это выходит за рамки статьи, хотя сопоставление данных, полученных таким путем, с данными, которые будут описаны ниже, дадут возможность оценить достоверность полученных результатов и уточнить прогноз. В дальнейшем, по мере развития исследования, представляется возможным нахождение указанной зависимости на основе модели молекулярной диффузии в пороховом зерне.

Для нахождения функции уменьшения массы пороха от времени хранения предлагается следующий подход:

1. Провести эксперимент по взвешиванию расчетного количества выстрелов. Причем выстрелы должны быть изготовлены в различное время, то есть время их хранения должно изменяться от максимального до минимального. Подробное описание методики эксперимента не входит в задачу статьи.

2. После обработки результатов эксперимента, определить средние значения величин $\Delta \bar{m}_i$ для соответствующего времени хранения τ_i (табл. 1).

Таблица 1 – Результаты взвешивания артиллерийских выстрелов

τ	τ_1	τ_2	τ_3	τ_4
$\Delta \bar{m}$	$\Delta \bar{m}_1$	$\Delta \bar{m}_2$	$\Delta \bar{m}_3$	$\Delta \bar{m}_4$

3. Интерполировать данные табл. 1. Для чего использовать один из методов численного анализа, например: способ наименьших квадратов, и знание общего вида графика функции изменения массы заряда от времени хранения на качественном уровне (рис. 1). Общий вид аппроксимирующего полинома представлен зависимостью:

$$\Delta \bar{m} = f(\tau) . \quad (2)$$

4. Построить график изменения массы от времени хранения (рис. 2).

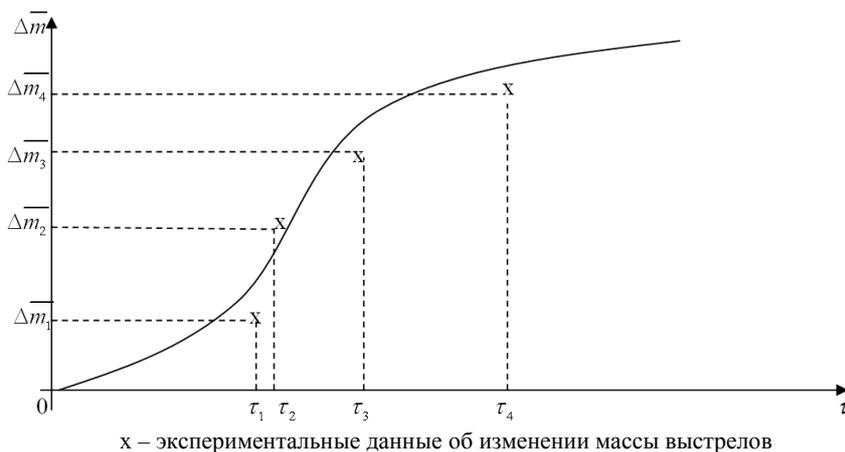


Рисунок 2 – Уменьшение массы порохового заряда при хранении

Полученная эмпирическая зависимость и ее график будут иметь отклонения от реальной зависимости, но по ним можно сделать прогноз о том, как будут изменяться физико-химические свойства пороховых зарядов при длительном хранении.

В целом, можно сделать вывод, что при хранении выстрела у него уменьшается масса, и уменьшается она, прежде всего, за счет уменьшения массы порохового метательного заряда. Уменьшение массы является признаком изменения баллистических свойств порохового заряда, которое возможно определить в условиях штатной эксплуатации боеприпасов непосредственно на складах, и является одним из параметров, определяющих явления внутренней баллистики.

Следует отметить, что существует ряд величин, являющихся баллистическими характеристиками пороха, и определяющих начальную скорость снаряда. Эти характеристики зависят от природы пороха и связаны с его физико-химическими свойствами. Поэтому, получив зависимость хотя бы одной из них от времени хранения порохового заряда, представляется возможным спрогнозировать баллистические характеристики выстрела, соответствующие данному этапу эксплуатации [4].

Ввиду того, что внутренняя баллистика имеет дело с большими давлениями и температурами газа и очень малым временем процесса, в результате которого снаряд набирает большую скорость, то изучать это явление чрезвычайно сложно. Поэтому теоретические методы основаны на допущениях и условиях.

В ряде фундаментальных работ по внутренней баллистике отмечается, что основной характеристикой пороха является плотность. Следовательно, по изменению ее значения можно судить и об изменениях других физико-химических свойств, определяющих баллистические характеристики выстрела, таких как теплота горения, скорость горения, сила пороха.

Будем считать, что разложение порохов на анализируемом промежутке времени не привело к разрушению пороховых зерен и значительному уменьшению их объема. Тогда изменение баллистических свойств метательного заряда в значительной степени можно свести к функции от его массы.

Для получения прогноза об изменении начальной скорости 30 мм артиллерийского боеприпаса морской номенклатуры необходимо решить прямую основную задачу внутренней баллистики, когда по заданным условиям заряжания для выстрелов, у которых изменяются в процессе длительного хранения свойства пороховых зарядов, рассчитываются скорости снарядов и определяются величины их отклонений от табличных значений.

Теоретическое решение основной задачи основано на совместном решении системы дифференциальных уравнений, описывающих закон горения пороха и соответствующие законы термодинамики с основным уравнением движения снаряда. Такое решение базируется на теоретическом анализе явления

выстрела и получается довольно сложным [11]. В отличие от теоретического, эмпирические методы решения исходят из подобранных на основе большого опытного материала зависимостей между скоростью снаряда и путем, который он прошел внутри ствола. В результате сочетания зависимостей, найденных опытным путем, с основным уравнением движения снаряда можно получить систему таблиц или формул, позволяющих численным методом получить кривые изменения скорости в зависимости от пути снаряда.

Для получения поправочных формул внутренней баллистики сформулируем задачу в общем виде [12]: необходимо вычислить изменения начальной скорости δV_0 вследствие изменения параметров на величину δx_i , где $i=1,2,\dots$

При этом будем предполагать, что изменения параметров δx_i являются малыми, то есть такими, для которых величиной квадрата отношения приращения параметра к величине самого параметра при заданной точности можно пренебречь (не более 3 %).

Следовательно, будет справедлива формула:

$$\delta V_0 = \frac{dV_0}{dx_1} \delta x_1 + \frac{dV_0}{dx_2} \delta x_2 + \dots + \frac{dV_0}{dx_n} \delta x_n. \quad (3)$$

В случае, если изменится один какой-нибудь из параметров x_i , от которого зависит V_0 , то соответствующие изменения величин V_0 будут вычисляться по формуле:

$$\delta V_0 = \frac{dV_0}{dx} \delta x, \quad (4)$$

где δV_0 – изменение величины V_0 при изменении только параметра x .

Если выражение для δV_0 умножить на x и разделить на V_0 , то получим

$$\frac{\delta V_0}{V_0} = \frac{dV_0}{dx} \frac{x}{V_0} \frac{\delta x}{x}. \quad (5)$$

Обозначим,

$$l_x = \frac{dV_0}{dx} \frac{x}{V_0}. \quad (6)$$

Тогда поправочная формула будут иметь вид:

$$\frac{\delta V_0}{V_0} = l_x \frac{\delta x}{x}. \quad (7)$$

Величина l_x называется поправочным коэффициентом внутренней баллистики.

Таким образом, нахождение поправочных формул внутренней баллистики сводится к вычислению поправочных коэффициентов l_x .

Поправочный коэффициент это величина, численно равная изменению начальной скорости (в процентах) при изменении рассматриваемого параметра на один процент.

Для нахождения поправочных коэффициентов необходимо вычислять частные производные величины по интересующим параметрам. А так как аналитические формулы, дающие выражение величины через параметры от которых они зависят, весьма сложны, то получить интересующие частные производные в виде аналитических формул без серьезных упрощений практически невозможно.

Существуют таблицы поправочных коэффициентов внутренней баллистики, по которым можно найти поправочные коэффициенты для конкретного орудия.

Если известны конструктивные элементы артиллерийской системы, то можно принять следующий порядок расчета изменения начальной скорости снаряда (V_0) от изменения веса порохового заряда (ω).

В [13] замечено, что изменение V_0 близко к линейному характеру в зависимости от изменения ω до 40 %. Следовательно,

$$V_0 = k\omega + b \quad (9)$$

и

$$\frac{\delta V_0}{\delta \omega} = k = \frac{dV_0}{d\omega} \quad (10)$$

Но,

$$l_x = \frac{\omega}{V_0} \frac{dV_0}{d\omega} \quad (11)$$

Здесь, $\delta\omega$ представляет изменение ω , превышающее 3 %.

Отсюда, $\delta\omega \approx \Delta\omega$, а $\delta V_0 \approx \Delta V_0$.

Поэтому, учитывая выражение 7, для определения ΔV_0 используем формулу:

$$\Delta V_0 = l_x \frac{V_0}{\omega} \Delta\omega, \quad (12)$$

где $\Delta\omega$ – берется из табл. 1 как значение $\overline{\Delta m}$; V_0 – известное табличное значение; ω – берется из Таблиц комплектации боеприпасов морской артиллерии ТБП-80; l_x – вычисляется по таблицам поправочных коэффициентов.

На основании приведенного решения строится график зависимости изменения начальной скорости снаряда от изменения массы порохового заряда (рис. 3).

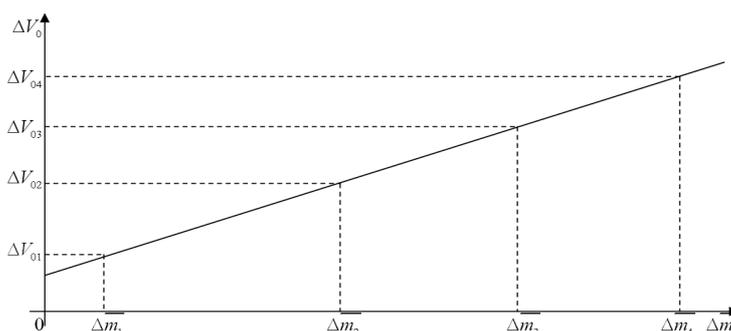


Рисунок 3 – Изменение начальной скорости снаряда в функции от изменения массы выстрела

Необходимо учесть то, что полученная зависимость является прогнозной. Поэтому результаты решений по упрощенной математической модели необходимо согласовывать с опытными данными. Сравнение упрощенных решений с экспериментальными может показать степень математической погрешности их при тех же константах и условиях заряжания. Отсюда возникает потребность в проведении опыта по определению начальной скорости снарядов тех выстрелов, взвешивание которых проводилось во время предыдущего эксперимента.

Описание подробной методики баллистических испытаний выходит за рамки статьи.

Пусть в результате эксперимента получены средние значения изменений начальных скоростей снарядов в зависимости от изменений масс выстрелов, зависящих от срока хранения боеприпасов (табл. 2).

Таблица 2 – Результаты баллистических испытаний

$\overline{\Delta m}$	$\overline{\Delta m}_1$	$\overline{\Delta m}_2$	$\overline{\Delta m}_3$	$\overline{\Delta m}_4$
$\overline{\Delta V}_0$	$\overline{\Delta V}_{01}$	$\overline{\Delta V}_{02}$	$\overline{\Delta V}_{03}$	$\overline{\Delta V}_{04}$

Зная общий вид кривой графика, можно, используя способ наименьших квадратов, подобрать аппроксимирующий полином для данных в табл. 2 и построить графическую зависимость изменения скорости от изменения массы заряда

Проанализировав зависимости, провести коррекцию прогноза, полученного математическим путем (рис. 4).

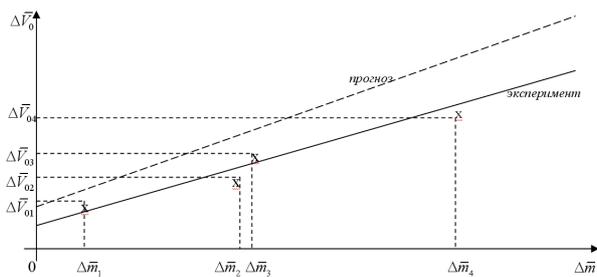
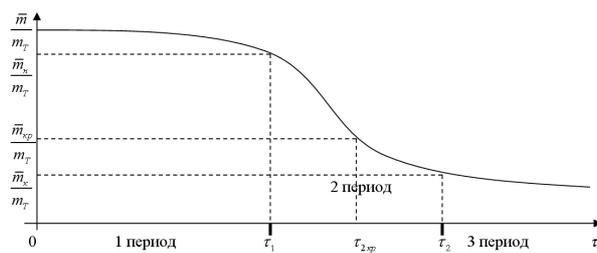


Рисунок 4 – Изменение начальной скорости снаряда

На основе данных графиков, представленных на рис. 2 и рис. 4 строится кривая изменения относительного значения массы выстрела в зависимости от времени хранения порохового заряда (рис. 5).



m_T – масса выстрела из Таблиц комплектации ТБП-80

Рисунок 5 – Модель эксплуатации артиллерийских боеприпасов

На основе зависимостей, показанных на рис. 2 и 5, разрабатывается модель эксплуатации артиллерийских боеприпасов малого калибра.

Модель эксплуатации включает три этапа: первый – соответствует этапу, когда за счет действия замедлителя плотность пороха, следовательно, и его масса, как основная его характеристика, остаются практически неизменными. В этом периоде продукты автокаталитической реакции связываются стабилизатором и скорость их протекания мала, что не оказывает существенного влияния на физико-химические свойства пороха. На первом этапе предполагается, что масса пороха изменяется незначительно и определить ее можно по представленной методике.

Во втором периоде масса пороха резко снижается. Допустимое минимальное значение массы пороха может быть определено на основе минимально допустимой скорости снаряда.

В третьем периоде скорость изменения массы пороха снижается постепенно за счет истощения компонентов реакции. В этом периоде энергетическая ценность пороха как топлива уменьшается до такой степени, что совершаемая им работа не обеспечивает минимально допустимую скорость снаряда, а в предельном случае снаряд может остаться в стволе орудия.

С помощью этой модели возможна оценка и прогнозирование изменения физико-химических свойств пороховых зарядов по величине массы выстрелов унитарного снаряжения.

Разработанный метод оценки и прогнозирования физико-химических свойств порохов по величине его массы позволяет использовать его в местах хранения, что является существенным преимуществом.

Использование данных, прогнозирующих физико-химические свойства пороха при длительном хранении, создает предпосылки для перехода эксплуатации вооружения по состоянию, без разработки и применения диагностической аппаратуры.

Для обеспечения точности стрельбы необходимо компенсировать изменение начальной скорости снаряда, обусловленное длительным хранением боеприпаса. Метод расчета компенсационных поправок показан в статье. При использовании этого метода надо учитывать, что небольшие отклонения в условиях заряжания, многие из которых носят случайный характер, приводят к разбросу скоростей. Поэтому определение небольших изменений в условиях заряжания в большинстве случаев является вероятностной задачей для боеприпасов, которые хранились одинаковое время при одних и тех же условиях. Поскольку допустимые разбросы скоростей ограничиваются определенными границами, то и отклонения в свойствах порохов должны ограничиваться определенными границами.

В целом, теоретические результаты и данные экспериментальных исследований, полученные в работе, могут быть положены в основу для перехода на эксплуатацию боеприпасов, срок хранения которых более 25 лет.

В дальнейшем необходимо разработать методику измерения массы заряда без разпатронирования выстрела унитарного заряжания и методику косвенного определения начальной скорости снаряда. Причем,

применяемые экспериментальные методы должны отличаться простотой и доступностью, а также единством методической базы. Затем, на основании проведенных теоретических и экспериментальных исследований, оценить периоды эксплуатации 30-мм артиллерийских боеприпасов морской номенклатуры.

Литература

1. Тимчасове Рішення про встановлення термінів зберігання (технічної придатності) боеприпасів артилерії, засобів ближнього бою та їх комплектуючих елементів// Утверждено первым заместителем Министра машиностроения, военно-промышленного комплекса и конверсии Украины 25 ноября 1996 года №131/Н/02-9.
2. Хайков В.Л. Возможности радиационных методов неразрушающего контроля для повышения эффективности диагностики технического состояния артиллерийских боеприпасов. / В.Л. Хайков // Збірник наукових праць АВМС – Севастополь, 2011 – Вип.1 (5) – С. 26–36.
3. Анипко О.Б., Гончаренко П.Д., Хайков В.Л. Преждевременные разрывы снарядов корабельной артиллерии и методы их предупреждения. Зарубежный опыт./ О.Б. Анипко, П.Д. Гончаренко, В.Л. Хайков // Збірник наукових праць АВМС – Севастополь, 2011 – Вип.4 (8) С. 6–16.
4. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М. Внутренняя баллистика ствольных систем при применении боеприпасов длительных сроков хранения: монографія / О.Б. Анипко, Ю.М. Бусяк – Х.: Академия ВВ МВД України, 2009. – 128 с.
5. Бирюков И.Ю. Пороховые заряды длительных сроков хранения: проблемы, задачи и пути их решения / И.Ю. Бирюков // Інтегровані технології та енергозбереження. – НТУ «ХПИ»Х.: 2006.– №2.– С. 50–55.
6. Черкашин А.Д. Проверка достоверности прогноза и коррекции зависимости изменения начальной скорости пули 9 мм пистолетного патрона ПМ / А.Д.Черкашин // Системи озброєння і військова техніка. – Х., 2010. – №3 (23) – С. 90–92.
7. Explosive effects and applications. / [edited by] J.A. Zukas., W.P. Walters. – New York. Spring-Verlag, 1998. – 240 p.
8. Свешников А.А. Теория стрельбы и боевой эффективности корабельного оружия/ А.А. Свешников, В.А. Кодрау – Ленинград. Военно-морская Академия, 1971. – 532 с.
9. Горст А.Г. Пороха и взрывчатые вещества/ А.Г.Горст – М.: Машиностроение, 1972. – 208 с.
10. Андреев К.К. Термическое разложение и горение взрывчатых веществ / К.К.Андреев – М. Наука, 1966. – 339 с.
11. Серебряков М.Е. Внутренняя баллистика / М.Е. Серебряков, К.К. Гретен, Г.В. Оппоков.; под ред. Серебрякова М.Е. – М.: Оборонгиз, 1939. – 592 с.
12. Чернов В.П. Поправочные формулы внутренней баллистики: монография / В.П. Чернов – М.: Воениздат, 1956. – 368 с.
13. Горохов М.С. Внутренняя баллистика ствольных систем / М.С. Горохов – М.: Воениздат, 1985. – 155 с.

Bibliography (transliterated)

1. Timchasove Rishennja pro vstanovlennja terminiv zberigannja (tehnicnoї pridadnosti) boeprispasiv artillerii, zasobiv blizhn'ogo boju ta ih komplektujuchih elementiv Utverzhdeno pervym zamestitelem Ministra mashinostroenija, voenno-promyshlennogo kompleksa i konversii Ukrainy 25 nojabrja 1996 goda #131 N 02-9.
2. Hajkov V.L. Vozmozhnosti radiacionnyh metodov nerazrushajushhego kontrolja dlja povyshenija obektivnosti diagnostiki tehničeskogo sostojanija artillerijskih boeprispasov. V.L. Hajkov Zbirnik naukovih prac' AVMS – Sevastopol', 2011 – Vip.1 (5) – p. 26–36.
3. Anipko O.B., Goncharenko P.D., Hajkov V.L. Prezhdevremennye razryvy snarjadov korabel'noj artillerii i metody ih preduprezhdenija. Zarubezhnyj opyt. O.B. Anipko, P.D. Goncharenko, V.L. Hajkov Zbirnik naukovih prac' AVMS – Sevastopol', 2011 – Vip.4 (8) p. 6–16.
4. Anipko O.B., Busjak Ju.M. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primenenii boeprispasov dlitel'nyh srokov hranenija: monografija O.B. Anipko, Ju.M. Busjak – H.: Akademija VV MVD Ukraïni, 2009. – 128 p.
5. Birjukov I.Ju. Porohovye zarjady dlitel'nyh srokov hranenija: problemy, zadachi i puti ih reshenija I.Ju. Birjukov Integrovani tehnologii ta energozberezhennja. – NTU «ХПИ»Х.: 2006.– #2.– p. 50–55.
6. Cherkashin A.D. Proverka dostovernosti prognoza i korrekcii zavisimosti izmenenija nachal'noj skorosti puli 9 mm pistoletnogo patrona PM A.D.Cherkashin Sistemi ozbroennja i vijs'kova tehnika. – H., 2010. – #3 (23) – p. 90–92.

7. Explosive effects and applications. [edited by] J.A. Zukas., W.P. Walters. – New York. Spring-Verlag, 1998. – 240 p.
8. Sveshnikov A.A. Teorija strel'by i boevoj jeffektivnosti korabel'nogo oruzhija A.A. Sveshnikov, V.A. Kodrau – Leningrad. Voenno-morskaja Akademija, 1971. – 532 p.
9. Gorst A.G. Poroha i vzryvchatye veshhestva A.G.Gorst – M.: Mashinostroenie, 1972. – 208 p.
10. Andreev K.K. Termicheskoe razlozhenie i gorenje vzryvchatyh veshhestv K.K.Andreev – M. Nauka, 1966. – 339 p.
11. Serebrjakov M.E. Vnutrennjaja ballistika M.E. Serebrjakov, K.K. Greten, G.V. Oppokov.; pod red. Se-rebrjakova M.E. – M.: Oborongiz, 1939. – 592 p.
12. Chernov V.P. Popravochnye formuly vnutrennej ballistiki: monografija V.P. Chernov – M.: Voenizdat, 1956. – 368 p.
13. Gorohov M.S. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem M.S. Gorohov – M.: Voenizdat, 1985. – 155 p.

УДК 623.52

Вертелецкий В.Ф.

**ПРОГНОЗУВАННЯ ЗМІНИ ФІЗИКО-ХІМІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ПОРОХОВОГО ЗАРЯДУ
І ПОЧАТКОВОЇ ШВИДКОСТІ 30 мм АРТИЛЕРІЙСЬКИХ БОЄПРИПАСІВ МОРСЬКОЇ
НОМЕНКЛАТУРИ**

Розглядається варіант вирішення завдання визначення зміни властивостей порохових зарядів артиле-рійських боєприпасів малого калібру на післягарантійних етапах експлуатації на основі теоретичних ре-зультатів і експериментальних даних щодо зміни маси пострілів патронного заряджання і початковій швидкості снарядів

Verteletskiy V.F.

**CHANGES FORECASTING IN THE PHYSICOCHEMICAL PROPERTIES OF A PROPELLANT
CHARGES AND THE MUZZLE VELOCITY OF 30 mm NAVAL GUN AMMUNITION**

One solution to the problem of properties change determination of propellant charges developed. Small-caliber ammunition after shelf life state phase were considered. The solution is based on the theoretical results and experimental data of mass-change in propellant charges and ion muzzle velocity of projectiles.

Ковтонюк И.Б.

**РАЦИОНАЛЬНЫЙ СИНТЕЗ АЭРОДИНАМИЧЕСКОЙ КОМПОНОВКИ
ОРГАНОВ УПРАВЛЕНИЯ КРЕНОМ МАНЕВРЕННОГО САМОЛЕТА**

Устойчивость и управляемость относятся к одним из основных характеристик летательного аппарата (ЛА), от которых во многом зависят безопасность полетов, точность и простота пилотирования и возможность реализации в полете летно-технических характеристик ЛА. Эксплуатационная область режимов полета многих современных ЛА военного назначения ограничена исходя из недостаточного уровня устойчивости и управляемости ЛА на этих режимах. Для современных истребителей величина допустимого угла атаки ограничена возможностью поперечного управления. Традиционные рули – элероны и флапероны – на углах атаки α более 20...25° попадают в обширные отрывные зоны на крыле и теряют свою аэродинамическую эффективность.

На самолете Су-27 эффективность флаперонов сохраняется до $\alpha = 28^\circ$ (рис. 1). Максимальная располагаемая скорость крена при этом составляет около 20 град/с (рис. 2).

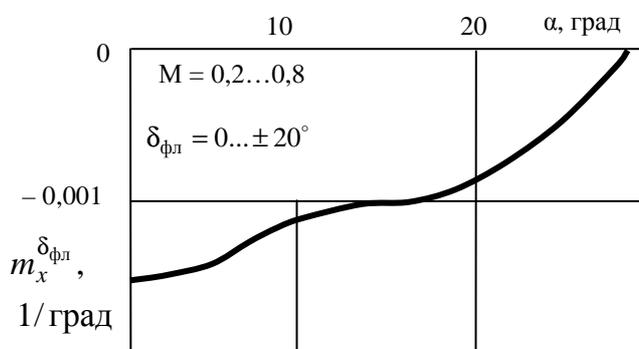


Рисунок 1

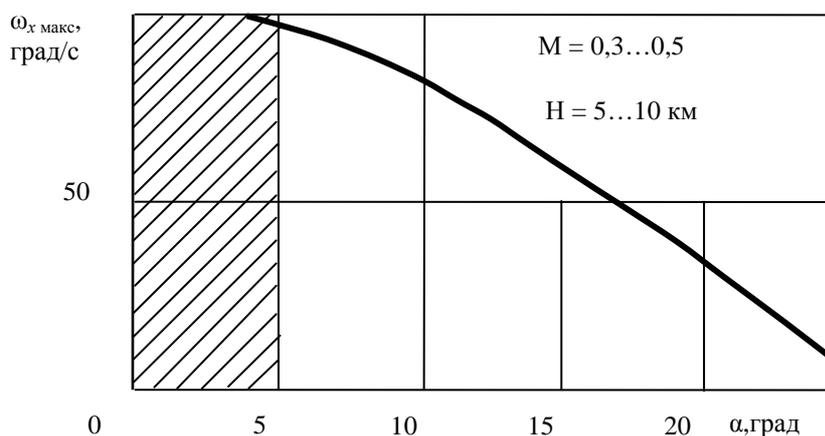


Рисунок 2

Основные пилотажные особенности и недостатки самолета МиГ-29 также связаны с поперечной управляемостью. Управляемость самолета по крену при углах атаки более 20 градусов недостаточна. При угле атаки $\alpha = 25^\circ$ поперечная управляемость полностью утрачивается и с дальнейшим ростом угла атаки наступает обратная реакция по крену на отклонение ручки управления самолетом в поперечном отношении (рис. 3) [1].

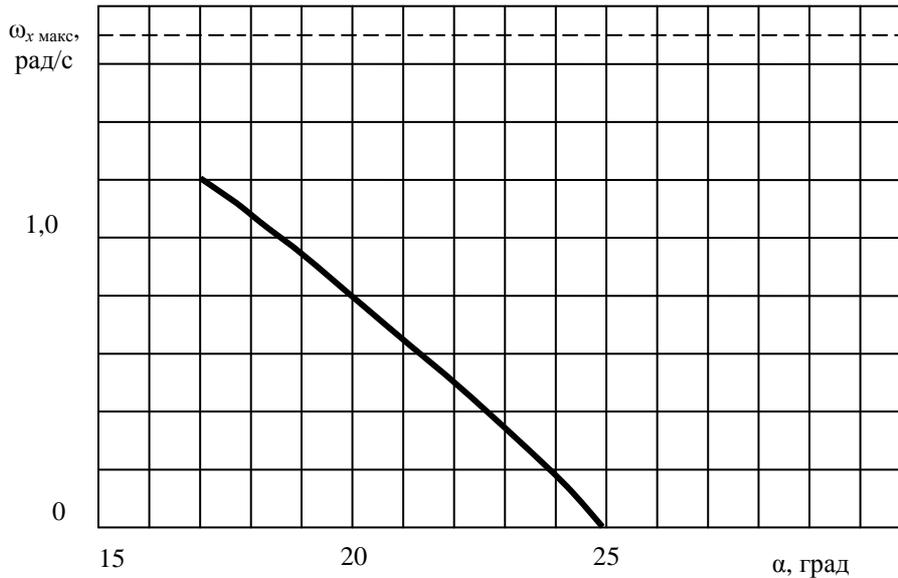


Рисунок 3

Таким образом, задача достижения приемлемых характеристик устойчивости и управляемости истребителя является актуальной и требует своего решения при модернизации существующих и разработке перспективных образцов авиационной техники.

Цель данной работы состоит в разработке метода синтеза аэродинамической компоновки органов управления креном маневренного самолета.

В настоящее время при создании ЛА проектируют средства обеспечения устойчивости и управляемости исходя из своего собственного опыта, используемые при этом, как правило, классические средства, прошедшие апробацию на практике.

Предлагается следующий подход к синтезу аэродинамической компоновки органов управления креном самолета. Логико-структурная схема предлагаемого подхода включает в себя следующие основные этапы (рис. 4).

На первом этапе синтеза выполняется анализ истребителя как сложной технической системы (СТС), разрабатывается структурированный иерархический набор параметров, характеристик и комплексных показателей истребителя.

Иерархическая структура СТС «истребитель», исходя из специфики и сложности физических процессов, протекающих в полете, представляется в виде трех подсистем: планер, силовая установка и комплекс бортового оборудования (рис. 5). В свою очередь, планер истребителя включает в себя: крыло, фюзеляж, оперение.

Крыло также состоит из элементов, к которым относятся центроплан, консоли крыла, наплыв, органы поперечного управления, закрылки, носки, предкрылки.

Оперение включает в себя следующие элементы: кили, рули направления, дифференциальный стабилизатор.

Для оценки технического совершенства СТС «истребитель» необходимо провести формализацию ее структуры. В результате формализации СТС «истребитель» представляется формализованной моделью, представляющей собой многомерный массив показателей $b_{i,j,\dots,m,n}$ и набор функций \hat{F}_S , отражающих основные свойства подсистем и системы в целом [2]:

$$\begin{cases} b_{i,j,\dots,m,n} \neq 0; \\ i \geq 0; j \geq 0; \dots; m \geq 0; n \geq 0; \\ i + j + \dots + m + n = M, \end{cases} \quad (1)$$

где индексы обозначают количество подсистем или элементов на соответствующем иерархическом уровне; M – количество формальных параметров, характеризующих рассматриваемую СТС,

$$F_S(b_i, j, \dots, m, n; \Psi_1; \Psi_2; \dots; \Psi_\ell),$$

Ψ_ℓ – различные факторы, включая прямые и обратные связи; S – число характеристик.

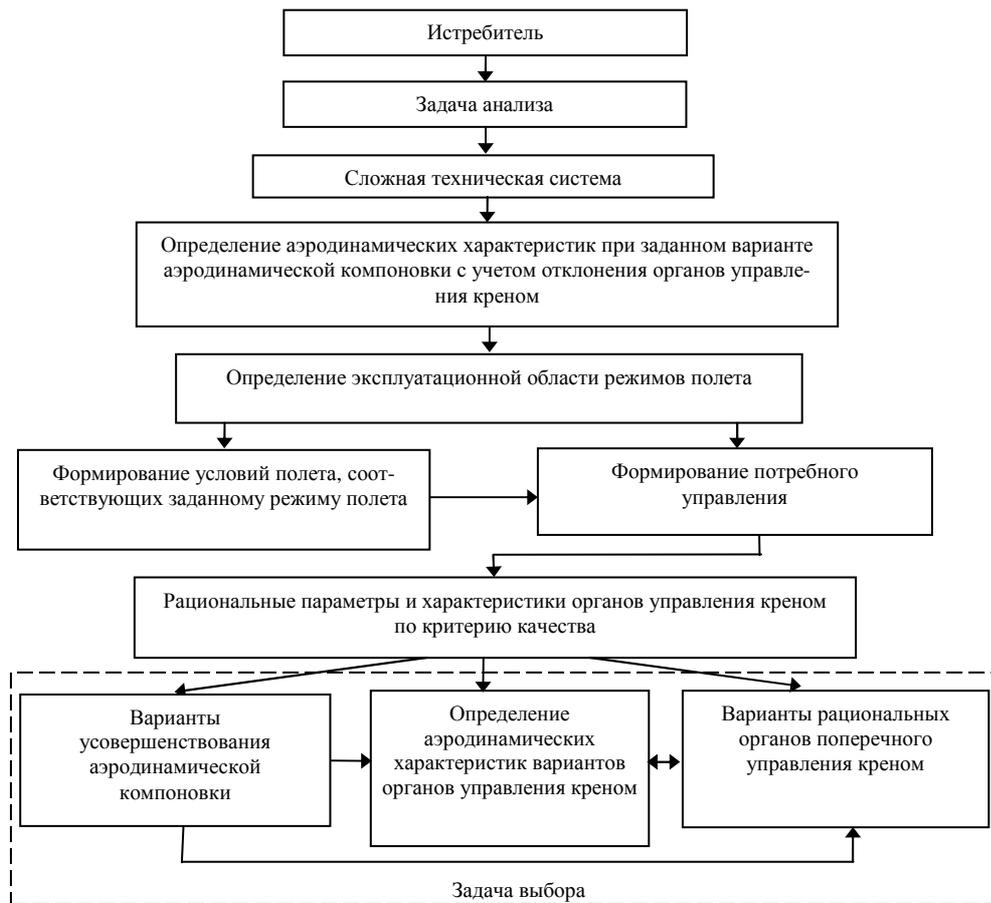


Рисунок 4 – Логико-структурная схема основных этапов синтеза аэродинамического облика органов поперечного управления истребителя

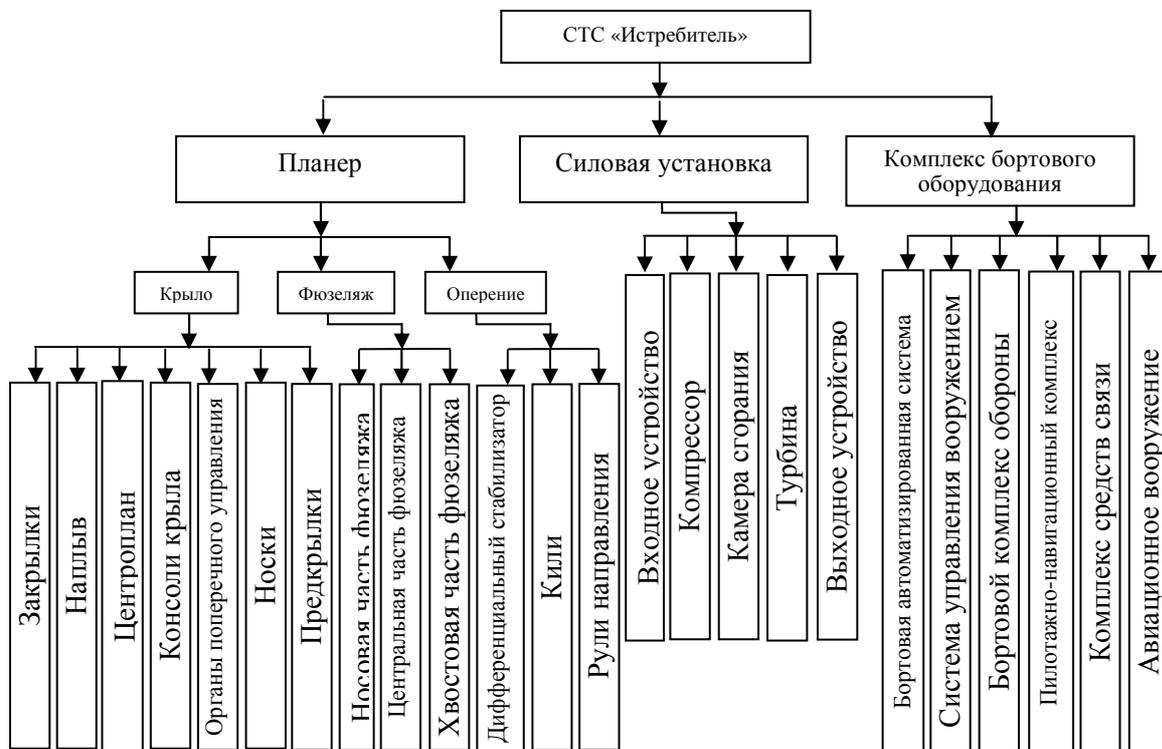


Рисунок 5

Разработан перечень базовых единичных показателей планера истребителя, включающий в себя 47 параметров, к которым относится также перечень удельных параметров. К удельным параметрам, характеризующим планер истребителя, относятся удлинение крыла, сужение крыла, относительная площадь элеронов и другие параметры.

К комплексным показателям, характеризующим планер истребителя, относятся коэффициент расхода усилий на перегрузку, коэффициент расхода рычага управления на перегрузку и др. параметры.

Для оценки влияния принимаемых конструктивно-компоновочных решений на эффективность управления самолетом по крену разработан статический показатель рациональности аэродинамической компоновки органов поперечного управления самолета [3].

Предлагаемый показатель учитывает относительную площадь руля, относительное расстояние вдоль размаха крыла от средней аэродинамической хорды руля до продольной оси самолета, удельную нагрузку на крыло и сужение крыла (рис. 6):

$$U = \frac{S_p}{S_{кр}} \frac{L_p}{L} \frac{G}{S_{кр} \eta}, \left[\frac{H}{M^2} \right]; \quad (2)$$

$$U = \frac{\bar{S}_p \bar{L}_p \sigma}{\eta}. \quad (3)$$

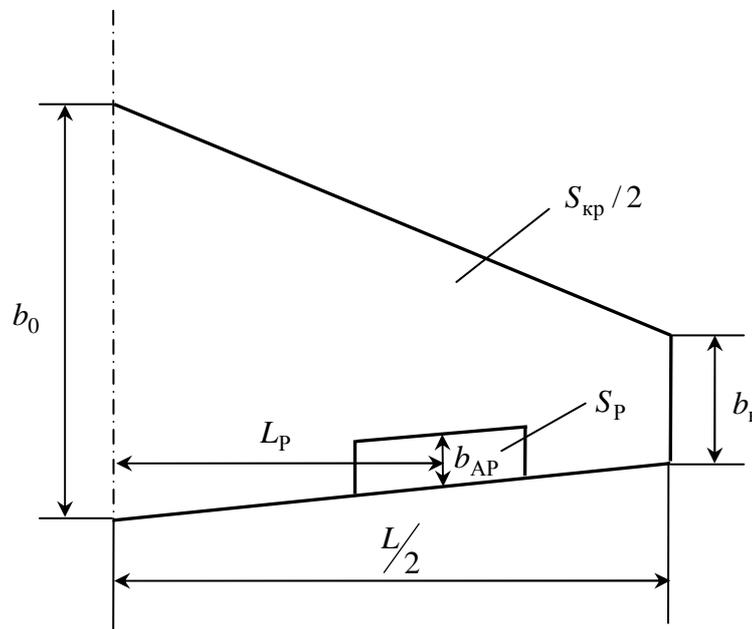


Рисунок 6

По своему физическому смыслу данный показатель представляет собой часть удельной нагрузки на крыло, приходящуюся на орган 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.

1. Для прямоугольного крыла, когда для поперечного управления используется вся консоль крыла показатель 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.

Были определены значения разработанного показателя для ряда реализованных проектов современных истребителей разных аэродинамических схем, которые находятся на вооружении военно-воздушных сил разных стран мира [4].

Анализ полученных данных показывает, что значение показателя U для групп истребителей различных аэродинамических схем находится во вполне определенном ограниченном диапазоне значений. Кроме того, оно отличается для истребителей, использующих различные органы поперечного управления. Исходя из значения показателя U , можно выделить три основные группы истребителей (табл. 1).

Первую группу составляют истребители, выполненные по нормальной схеме и использующие для поперечного управления рули, совмещенные с закрылками – флапероны. В эту группу входят истребители Су-27 и F-16. Показатель U для этой группы находится в пределах $U = 120...170 \text{ Н/м}^2$.

Вторая группа – это истребители, выполненные по нормальной аэродинамической схеме и использующие для управления по крену элероны. К этой группе относятся МиГ-29 и F-15. Величина показателя U для этой группы составляет $90...100 \text{ Н/м}^2$.

К третьей группе относятся истребители, выполненные по схеме “утка” и имеющие переднее горизонтальное оперение: EF-2000, JAS-39A Gripen и Chengdu J-10A. Для этой группы величина U заключена в диапазоне $U = 60...80 \text{ Н/м}^2$.

Таблица 1 – Аэродинамические схемы и органы поперечного управления истребителей

№ п/п	Самолет	Аэродинамическая схема	Орган поперечного управления	Номер группы
1.	Су-27	нормальная	флаперон	I
2.	F-16	нормальная	флаперон	
3.	МиГ-29	нормальная	элерон	II
4.	F-15	нормальная	элерон	
5.	EF-2000	утка	элерон	III
6.	JAS-39A Gripen	утка	элерон	
7.	Chengdu J-10A	утка	элерон	

Также был выполнен ретроспективный анализ ряда реализованных проектов пассажирских самолетов, имеющих различную аэродинамическую компоновку и оснащенных различными силовыми установками.

Анализ полученных данных показывает, что исходя из значения показателя U можно выделить три основные группы пассажирских самолетов.

Первая группа – это пассажирские самолеты с турбореактивными двигателями.

В эту группу входят самолеты Боинг 707-120, Бак (Виккерс) VC-10, Мак Доннелл-Дуглас DC 10-10 и другие. Величина показателя U для этой группы находится в пределах $U = 10...45 \text{ Н/м}^2$.

Ко второй группе относятся самолеты с турбовинтовыми двигателями: Бристоль-175, Канадер CL-44, Локхид L-100-20-30 и др. Для этой группы величина U заключена в диапазоне $U = 12,36...50 \text{ Н/м}^2$.

Третью группу составляют пассажирские самолеты с поршневыми двигателями Дуглас DC-3С, Девилленд AS-57, Бристоль 170 и др. Показатель U для этой группы находится в пределах $U = 12...20 \text{ Н/м}^2$.

Таким образом, показатель U чувствителен к особенностям аэродинамической компоновки самолетов и может быть использован для оценки аэродинамической компоновки при проведении многовариантных проработок разрабатываемых и модернизируемых самолетов.

Установленные диапазоны и соответствующие им конструктивно-компоновочные решения могут быть использованы для решения обратной задачи, когда задан тип силовой установки и аэродинамическая схема самолета, его взлетная масса, площадь крыла, а требуется определить рациональные значения площади руля поперечного управления ЛА и расстояния вдоль размаха крыла от середины средней аэродинамической хорды руля до продольной оси самолета.

Аэродинамические характеристики маневренных самолетов с учетом отклонения органов управления креном могут быть определены с использованием экспериментальных методов, включающих в себя летный и трубный эксперименты, вычислительного эксперимента и полуэмпирических методов (рис. 7).

Значительные финансовые затраты исключают использование летного эксперимента на ранних стадиях проектирования при многовариантной проработке конструктивно-компоновочных решений.

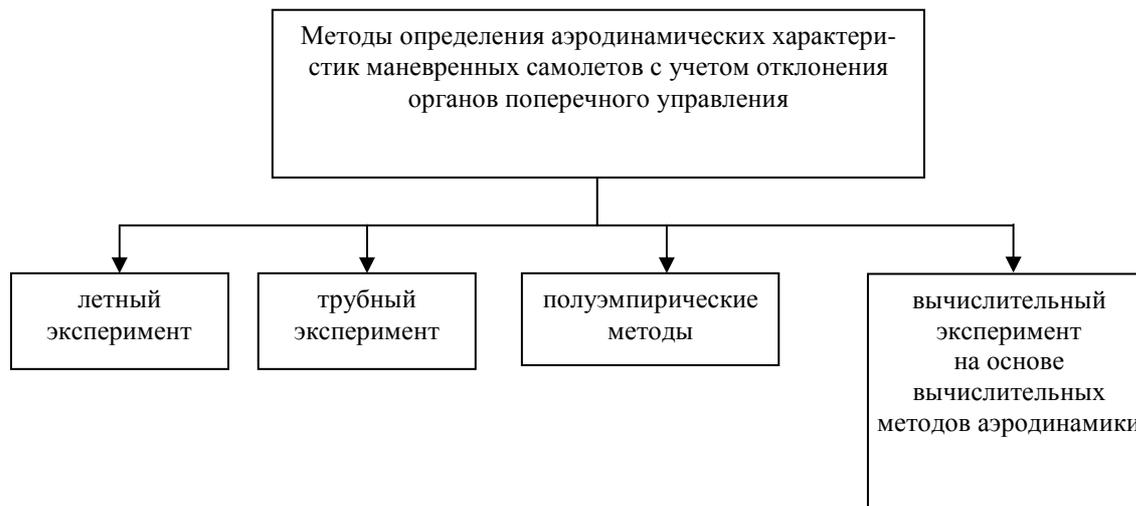


Рисунок 7 – Методы определения аэродинамических характеристик маневренных самолетов с учетом отклонения органов управления креном

Значительный прогресс в области математического моделирования аэродинамики ЛА, прошедший за последнее десятилетие, все же не позволил расчетным методам стать основным средством определения аэродинамических характеристик (АДХ) при проектировании ЛА. В настоящее время наиболее достоверным методом исследования АДХ перспективных и модернизируемых самолетов является трубный эксперимент [5].

Однако, трубный эксперимент имеет ограниченные возможности, что обуславливает комплексное использование вычислительных и экспериментальных методов при определении АДХ ЛА. Комбинированное применение различных методов исследования аэродинамики ЛА позволяет использовать преимущества этих методов при исключении их недостатков.

Разработан комплексный метод определения АДХ маневренных самолетов с учетом отклонения органов управления по крену, который основан на совместном использовании трубного эксперимента, полуэмпирического метода и ММДВ в плоскопараллельной и пространственной постановке. На рис. 8 представлена структурно-логическая схема разработанного комплексного метода.

На этапе формирования потребного управления ЛА стоит задача определения потребного управления при выполнении типовой задачи боевого применения. Для решения этой задачи предлагается следующая математическая модель.

Рассмотрим закон изменения момента количества движения ЛА [6]:

$$\frac{d\vec{K}}{dt} = \vec{M}_R - \vec{\omega} \times \vec{K}, \quad (4)$$

где \vec{K} – момент количества движения ЛА; \vec{M}_R – результирующий момент, действующий на ЛА; $\vec{\omega}$ – вектор угловой скорости вращения связанных с ЛА осей.

Проекция вектора \vec{K} на оси связанной с ЛА системы координат имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} K_x &= I_x \omega_x - I_{xy} \omega_y - I_{xz} \omega_z; \\ K_y &= -I_{xy} \omega_x + I_y \omega_y - I_{yz} \omega_z; \\ K_z &= -I_{xz} \omega_x - I_{yz} \omega_y + I_z \omega_z. \end{aligned} \quad (5)$$

Если ЛА имеет плоскость симметрии, то $I_{xz} = I_{yz} = 0$ и уравнения (5) упрощаются.

Спроецируем вектор \vec{K} (4) с учетом уравнений (5) на оси связанной системы координат:

$$I_x \dot{\omega}_x + (I_z - I_y) \omega_y \omega_z + I_{xy} (\omega_x \omega_z - \dot{\omega}_y) = M_{Rx};$$

$$I_y \dot{\omega}_y + (I_x - I_z) \omega_z \omega_x - I_{xy} (\omega_y \omega_z + \dot{\omega}_x) = M_{Ry};$$

$$I_z \dot{\omega}_z + (I_y - I_x) \omega_x \omega_y + I_{xy} (\omega_y^2 - \omega_x^2) = M_{Rz}.$$

(6)



Рисунок 8 – Структурно-логическая схема комплексного метода определения аэродинамических характеристик маневренных самолетов с учетом отклонения органов управления креном

Правые части уравнений системы (6) являются суммой произведений аэродинамических производных коэффициентов моментов по кинематическим параметрам и углам отклонения органов управления и соответствующих параметров. Величины отклонения органов управления в системе (7) являются неизвестными и подлежат определению:

$$\begin{aligned} M_{Rx} &= (m_x^\beta \beta + m_x^{\omega_x} \omega_x + m_x^{\omega_y} \omega_y + m_x^{\delta_3} \delta_3 + m_x^{\delta_H} \delta_H) qSl = m_x qSl; \\ M_{Ry} &= (m_y^\beta \beta + m_y^{\omega_x} \omega_x + m_y^{\omega_y} \omega_y + m_y^{\delta_3} \delta_3 + m_y^{\delta_H} \delta_H) qSl = m_y qSl; \\ M_{Rz} &= (m_z(\alpha) + m_z^{\dot{\alpha}} \dot{\alpha} + m_z^{\omega_z} \omega_z + m_z^{\varphi_{ct}} \varphi_{ct}) qSb_a = m_z qSb_a. \end{aligned} \quad (7)$$

Входящие в систему (6) угловые скорости $\omega_x, \omega_y, \omega_z$ находятся из уравнений связи между угловыми скоростями в скоростной $\omega_{x_a}, \omega_{y_a}, \omega_{z_a}$ и связанной системах координат:

$$\begin{aligned} \omega_x &= \omega_{x_a} \cos \alpha \cos \beta + \omega_{y_a} \sin \alpha - \omega_{z_a} \cos \alpha \sin \beta + \dot{\beta} \sin \alpha; \\ \omega_y &= -\omega_{x_a} \sin \alpha \cos \beta + \omega_{y_a} \cos \alpha + \omega_{z_a} \sin \alpha \sin \beta + \dot{\beta} \cos \alpha; \\ \omega_z &= \omega_{x_a} \sin \beta + \omega_{z_a} \cos \beta + \dot{\alpha}. \end{aligned} \quad (8)$$

А, в свою очередь, угловые скорости в скоростной системе координат $\omega_{x_a}, \omega_{y_a}, \omega_{z_a}$ определяются из следующих кинематических соотношений:

$$\begin{aligned} \omega_{x_a} &= \dot{\gamma}_a + \dot{\psi}_a \sin \vartheta_a; \\ \omega_{y_a} &= \dot{\psi}_a \cos \gamma_a \cos \vartheta_a + \dot{\vartheta}_a \sin \gamma_a; \\ \omega_{z_a} &= \dot{\vartheta}_a \cos \gamma_a - \dot{\psi}_a \cos \vartheta_a \sin \gamma_a, \end{aligned} \quad (9)$$

где $\gamma_a, \vartheta_a, \psi_a$ – скоростные углы крена, тангажа и рыскания.

Входящие в уравнения (9) углы $\vartheta_a, \psi_a, \gamma_a$ определяются с использованием уравнений динамики движения центра масс в форме перегрузок в проекциях на оси скоростной системы координат:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= g(n_{x_a} - \sin \vartheta_a); \\ \dot{\vartheta}_a &= \frac{g}{V}(n_{y_a} \cos \gamma_a - \cos \vartheta_a - n_{z_a} \sin \gamma_a); \\ \dot{\psi} &= -\frac{g}{V \cos \vartheta_a}(n_{y_a} \sin \gamma_a + n_{z_a} \cos \gamma_a). \end{aligned} \quad (10)$$

Для определения положения центра масс ЛА используется кинематическое уравнение движения центра масс ЛА в проекциях на оси нормальной земной системы координат:

$$\begin{aligned} \dot{X}_g &= V \cos \vartheta_a \cos \psi_a; \\ \dot{Y}_g &= V \sin \vartheta_a; \\ Z_g &= -V \cos \vartheta_a \sin \psi_a, \end{aligned} \quad (11)$$

где X_g, Y_g, Z_g – координаты истребителя в нормальной земной системы координат.

Приведенная система уравнений (6), (8), (9), (10), (11) является незамкнутой и для решения ее необходимо дополнить уравнениями, в качестве которых используются уравнения, описывающие условия полета ЛА.

Рассмотрим формирование дополнительных уравнений на примере задачи перехвата движущейся воздушной цели, являющейся одной из основных типовых задач, решаемых истребителем. В этом случае

дополнительными уравнениями являются кинематические уравнения наведения, вытекающие из кинематической схемы наведения истребителя A на воздушную цель B .

Дополним систему уравнений уравнением, описывающим скалярное произведение вектора скорости перехватчика \vec{V} и вектора \vec{l}_{AB} , точка приложения которого расположена в центре масс перехватчика A , а конец – в центре масс цели B (рис. 9):

$$\vec{l}_{AB}\vec{V} - l_{AB}V \cos \varepsilon = 0, \quad (12)$$

где ε – угол визирования перехватчика (рис. 9) – угол между вектором V и направлением \vec{l}_{AB} .

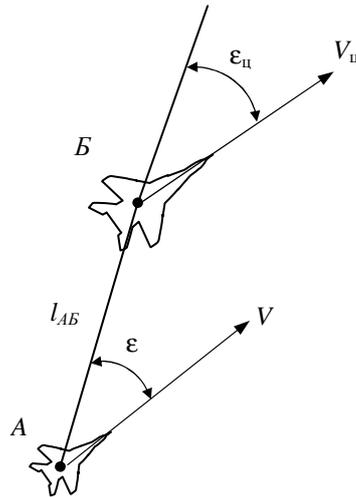


Рисунок 9

Выразим уравнение (12) в декартовых координатах:

$$\dot{X}_g (X_g - X_{g_{ц}}) + \dot{Y}_g (Y_g - Y_{g_{ц}}) + \dot{Z}_g (Z_g - Z_{g_{ц}}) - \sqrt{(X_g - X_{g_{ц}})^2 + (Y_g - Y_{g_{ц}})^2 + (Z_g - Z_{g_{ц}})^2} \cos \varepsilon = 0, \quad (13)$$

где $X_{g_{ц}}, Y_{g_{ц}}, Z_{g_{ц}}$ – координаты центра масс цели в нормальной земной системе координат. Уравнение (13) описывает дополнительную связь между координатами перехватчика и цели.

Добавим также к системе уравнений уравнение для скорости сближения $V_{сб}$ перехватчика с целью:

$$V_{сб} = V \cos \varepsilon + V_{ц} \cos \varepsilon_{ц}, \quad (14)$$

где $V_{ц}$ – воздушная скорость цели; $\varepsilon_{ц}$ – угол между вектором скорости цели $V_{ц}$ и вектором \vec{l}_{AB} (рис. 9).

В процессе наведения параметры цели $X_{g_{ц}}, Y_{g_{ц}}, Z_{g_{ц}}, V_{ц}, \varepsilon_{ц}$ известны, а скорость сближения $V_{сб}$ будем считать заданной.

В итоге система уравнений для определения требуемого управления ЛА принимает следующий вид:

1. $\dot{X}_g = V_{xg} = V \cos \theta \cos \psi$;
2. $\dot{Y}_g = V_{yg} = V \sin \theta$;
3. $\dot{Z}_g = V_{zg} = -V \cos \theta \sin \psi$;
4. $V \cos \varepsilon + V_{ц} \cos \varepsilon_{ц} = V_{сб}$;
5. $V_{xg} (X_g - X_{g_{ц}}) + V_{yg} (Y_g - Y_{g_{ц}}) + V_{zg} (Z_g - Z_{g_{ц}}) - \sqrt{(X_g - X_{g_{ц}})^2 + (Y_g - Y_{g_{ц}})^2 + (Z_g - Z_{g_{ц}})^2} \cos \varepsilon = 0$;

$$\begin{aligned}
 6. \quad \dot{V} &= g(n_{xa} - \sin \theta); \\
 7. \quad \dot{\theta} &= \frac{g}{V}(n_{ya} \cos \gamma_a - \cos \theta - n_{za} \sin \gamma_a); \\
 8. \quad \dot{\psi} &= -\frac{g}{V \cos \theta}(n_{ya} \sin \gamma_a + n_{za} \cos \gamma_a); \\
 9. \quad \omega_{xa} &= \dot{\gamma}_a + \dot{\psi} \sin \theta; \\
 10. \quad \omega_{ya} &= \dot{\psi} \cos \gamma_a \cos \theta + \dot{\theta} \sin \gamma_a; \\
 11. \quad \omega_{za} &= \dot{\theta} \cos \gamma_a - \dot{\psi} \cos \theta \sin \gamma_a; \\
 12. \quad \omega_x &= \omega_{xa} \cos \alpha \cos \beta + \omega_{ya} \sin \alpha - \omega_{za} \cos \alpha \sin \beta + \dot{\beta} \sin \alpha; \\
 13. \quad \omega_y &= -\omega_{xa} \sin \alpha \cos \beta + \omega_{ya} \cos \alpha + \omega_{za} \sin \alpha \sin \beta + \dot{\beta} \cos \alpha; \\
 14. \quad \omega_z &= \omega_{xa} \sin \beta + \omega_{za} \cos \beta + \dot{\alpha}; \\
 15. \quad I_x \dot{\omega}_x + (I_z - I_y) \omega_y \omega_z + I_{xy} (\omega_x \omega_z - \dot{\omega}_y) &= (m_x^\beta \beta + m_x^{\omega_x} \omega_x + m_x^{\omega_y} \omega_y + m_x^{\delta_3} \delta_3 + \\
 &+ m_x^{\delta_H} \delta_H) qSl; \\
 16. \quad I_y \dot{\omega}_y + (I_x - I_z) \omega_z \omega_x - I_{xy} (\omega_y \omega_z + \dot{\omega}_x) &= (m_y^\beta \beta + m_y^{\omega_x} \omega_x + m_y^{\omega_y} \omega_y + m_y^{\delta_3} \delta_3 + \\
 &+ m_y^{\delta_H} \delta_H) qSl; \\
 17. \quad I_z \dot{\omega}_z + (I_y - I_x) \omega_x \omega_y + I_{xy} (\omega_y^2 - \omega_x^2) &= (m_z(\alpha) + m_z^{\dot{\alpha}} \dot{\alpha} + m_z^{\omega_z} \omega_z + m_z^{\varphi_{ст}} \varphi_{ст}) qSb_a.
 \end{aligned}
 \tag{15}$$

Полученная система уравнений (15) решается при заданных начальных условиях.

При решении уравнений (15) пространственное движение ЛА представляется в виде суперпозиции движений в горизонтальной и вертикальной плоскости. Первые 5 уравнений системы (15) решаются в этих плоскостях отдельно. При рассмотрении движения в горизонтальной и вертикальной плоскостях соответственно второе и третье уравнения системы (15) обращаются в тождественный ноль. Поэтому для каждой из плоскостей система уравнений состоит из четырех уравнений и содержит четыре неизвестных параметра: две координаты, угол и скорость полета V . После решения системы в одной из плоскостей для решения в оставшейся остаются неизвестными два параметра, что требует решения системы из двух уравнений. На рис. 10 в качестве примера точками 1', 2'... 4' и 1'', 2''... 4'' обозначено полученное при расчете положение центра масс ЛА в горизонтальной и вертикальной плоскостях соответственно в моменты времени t_1, t_2, \dots, t_4 .

По полученным значениям координат может быть определена пространственная траектория ЛА, обозначенная на рис. 10 точками 1, 2 ... 4.

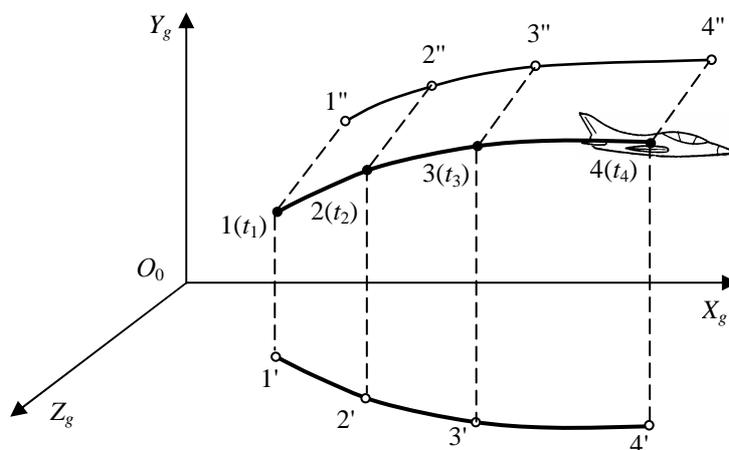


Рисунок 10 – Траектория полета ЛА и ее проекции на горизонтальную и вертикальную плоскость

Найденная в результате решения уравнений системы (15) траектория полета ЛА является заданной. Однако, реальная траектория на практике отличается от заданной. Обозначим через $\delta X_g, \delta Y_g, \delta Z_g, \delta V, \delta \theta, \delta \psi$ разницу между соответствующими параметрами заданной и реальной траекторий полета. Тогда можем записать:

$$\begin{aligned} X_g - X_{g3} &= \delta X_g ; \\ Y_g - Y_{g3} &= \delta Y_g ; \\ Z_g - Z_{g3} &= \delta Z_g ; \\ V - V_3 &= \delta V ; \\ \theta - \theta_3 &= \delta \theta ; \\ \psi - \psi_3 &= \delta \psi , \end{aligned} \tag{16}$$

где индексом "3" обозначены заданные значения параметров.

С учетом (16) параметры, входящие в систему уравнений (12) представим в виде:

$$\begin{aligned} X_g &= X_{g3} + \delta X_g ; \\ Y_g &= Y_{g3} + \delta Y_g ; \\ Z_g &= Z_{g3} + \delta Z_g ; \\ V &= V_3 + \delta V ; \\ \theta &= \theta_3 + \delta \theta ; \\ \psi &= \psi_3 + \delta \psi . \end{aligned} \tag{17}$$

Таким образом, если использовать представление (17), то определенное в результате решения системы уравнений (15) потребное управление будет учитывать отклонение траектории и параметров полета от заданных. Задачей управления, кроме выдерживания заданной траектории, будет являться также сведение к минимуму рассогласования между реальными и заданными параметрами полета.

Предельные отклонения координат и скорости перехватчика в уравнениях (16) являются нормируемыми величинами. Величины отклонений остальных параметров определяются в процессе решения уравнений системы (15) по известным $\delta X_g, \delta Y_g, \delta Z_g, \delta V, \delta \theta, \delta \psi$.

Предложенная математическая модель может быть использована для исследования заданных траекторий и параметров полета истребителя при перехвате движущихся воздушных целей.

Выводы

Таким образом, по результатам проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1. Разработан комплексный метод синтеза аэродинамической компоновки рациональных органов управления креном маневренного самолета, позволяющий на ранних стадиях проектирования из альтернативных вариантов аэродинамических компоновок органов поперечного управления выбрать рациональный, обеспечивающий максимальную скорость крена на заданном режиме полета.
2. Разработан комплексный метод определения аэродинамических характеристик маневренных самолетов с учетом отклонения органов управления креном на основе совместного использования трубного эксперимента, полуэмпирического метода и модифицированного метода дискретных вихрей.
3. Усовершенствован метод определения потребного управления летательным аппаратом на основе решения обратной задачи динамики полета с использованием кинематических уравнений наведения.

Литература

1. Ганиев Ф.И., Новад А.А., Петренко В.Н., Счисленок А.М., Тарасенков А.М., Трембач В.М. Летно-технические характеристики самолета МиГ-29. / Под общ. ред. А.М. Тарасенкова. – М. : ВВИА им. проф.

Н.Е. Жуковского. – 1985. – 85 с.

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

3. Ковтонюк И.Б. Статический показатель рациональности аэродинамической компоновки органов поперечного управления самолета // Интегровані технології та енергозбереження. Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків : НТУ «ХПИ». – 2011. – №1.– с. 32–34.

4. Ковтонюк И.Б., Анипко О.Б., Иленко Е.Ю., Ковтонюк Я.И. Статический показатель рациональности аэродинамической компоновки органов управления истребителя для оценки влияния принимаемых конструктивно-компоновочных решений на эффективность поперечного управления // Интегровані технології та енергозбереження. Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків : НТУ «ХПИ». – 2011. – №2.– с. 135–138.

5. Аэродинамика, устойчивость и управляемость сверхзвуковых самолетов / Под ред. Г.С. Бюшгенса. – М. : Наука, Физматлит. – 1998. – 816 с.

6. Бюшгенс Г.С. Динамика самолета. Пространственное движение. – М. : Машиностроение. – 1983. – 320 с.

Bibliography (transliterated)

1. Ganiev F.I., Novad A.A., Petrenko V.N., Schislenok A.M., Tarasenkova A.M., Trembach V.M. Letnotekhnicheskie karakteristiki samoleta MiG-29. Pod obshh. red. A.M. Tarasenkova. – M. : VVIA im. prof. N.E. Zhukovskogo. – 1985. – 85 p.

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

3. Kovtonjuk I.B. Statcheskij pokazatel' racional'nosti ajerodinamicheskij komponovki organov poperechnogo upravlenija samoleta Integrovani tehnologii ta energozberezhennja. Shhokvartal'nij naukovopraktichnij zhurnal. – Har'kiv : NTU «HPI». – 2011. – #1.– p. 32–34.

4. Kovtonjuk I.B., Anipko O.B., Penko E.Ju., Kovtonjuk Ja.I. Statcheskij pokazatel' racional'nosti ajerodinamicheskij komponovki organov upravlenija istrebitelja dlja ocenki vlijanija prinimaemyh konstruktivno-komponovochnyh reshenij na jeffektivnost' poperechnogo upravlenija Integrovani tehnologii ta energozberezhennja. Shhokvartal'nij naukovopraktichnij zhurnal. – Har'kiv : NTU «HPI». – 2011. – #2.– p. 135–138.

5. Ajerodinamika, ustojchivost' i upravljaemost' sverhzvukovyh samoletov Pod red. G.S. Bjushgensa. – M. : Nauka, Fizmatlit. – 1998. – 816 p.

6. Bjushgens G.S. Dinamika samoleta. Prostranstvennoe dvizhenie. – M. : Mashinostroenie. – 1983. – 320 p.

УДК 629.73.017.2

Ковтонюк І. Б.

РАЦІОНАЛЬНИЙ СИНТЕЗ АЕРОДИНАМІЧНОГО КОМПОНУВАННЯ ОРГАНІВ УПРАВЛІННЯ КРЕНОМ МАНЕВРЕНОГО ЛІТАКА

Розроблений метод раціонального синтезу аеродинамічного компоновання органів управління креном маневреного літака, який дозволяє з альтернативних варіантів аеродинамічного компоновання органів поперечного управління вибрати раціональний, який забезпечує максимальну швидкість крену на заданому режимі польоту.

Kovtonyuk I. B.

RATIONAL SYNTHESIS OF AERODYNAMIC ARRANGEMENT OF ORGANS OF MANAGEMENT OF MANOEUVRE AIRPLANE A HEEL

This research paper describes rational synthesis method of aerodynamic arrangement of maneuverable aircraft roll controls. It allows to choose rational way which provides high speed of aircraft roll at basic flight reference from alternative variants of aerodynamic arrangement of aircraft lateral controls.

Тошинский В.И., Голуб В.Л., Медяник А.В.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ГОФРИРОВАННОЙ КОЛЬЦЕОБРАЗНОЙ НАСАДКИ И ЕЁ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ ИСПЫТАНИЯ

В химической технологии одними из основных являются процессы массопередачи. В настоящее время в промышленных условиях такие процессы в основном реализуются в насадочных аппаратах с контактными массообменными элементами в виде гладких колец Рашига, уложенных «в навал». Такая насадка характеризуется простотой изготовления и низкой стоимостью, но имеет существенные недостатки – относительно малую удельную поверхность и довольно большое гидродинамическое сопротивление. Первый параметр ведет к снижению скорости массообмена, второй – к увеличению энергозатрат. Поэтому, проблема создания эффективной насадки с пониженным гидродинамическим сопротивлением является актуальной и экономически важной.

Для повышения эффективности технологических показателей насадка должна иметь:

- большую долю свободного объема для достижения высоких гидродинамических показателей (низкого гидродинамического сопротивления, большой пропускной способности);
- развитую удельную геометрическую поверхность для обеспечения высоких массообменных характеристик.

Однако увеличение последней может привести к росту турбулизации газо-жидкостной системы, а, значит – к увеличению гидродинамического сопротивления. Поэтому при разработке новых массообменных контактных элементов необходимо обеспечить оптимальное соотношение между свободным объемом и удельной поверхностью насадки.

В данной статье приводится расчёт удельной поверхности и свободного объема гофрированной насадки, а также устанавливается зависимость этих величин от длины и высоты волны гофров. Кроме того рассматривается влияние этих параметров на изменение гидравлического сопротивления.

Для упрощения задачи будем рассматривать так называемую "сухую" колонну, т.е. без подачи орошения жидкостью. Согласно [1] гидравлическое сопротивление сухой массообменной насадки газовому потоку даётся соотношением:

$$\zeta = \frac{\Delta P_{сyx}}{H_{нас}} \sim \frac{a^{1.2}}{\varepsilon^3}, \tag{1}$$

где $\Delta P_{сyx}$ – перепад давлений на сухой насадке; $H_{нас}$ – высота слоя насадки; a – свободный объем насадки; ε – удельная поверхность насадки.

Параметры a и ε – могут быть рассчитаны, если выбрана форма единичного элемента насадки. Будем рассматривать гофры на боковой (внешней и внутренней) поверхности цилиндра в виде элементов сферы. На рис. 1 представлено сечение такого гофрированного цилиндра (ось цилиндра, x – расположена горизонтально). Примем следующие обозначения: H – длина образующей цилиндра (высота элемента насадки); R_2 – радиус внешнего цилиндра; r_{ex} – радиус внешнего гофра; ϕ_{ex} – половина секторного угла внешнего гофра; R_1 – радиус внутреннего цилиндра; r_{in} – радиус внутреннего гофра; ϕ_{in} – половина секторного угла внутреннего гофра.

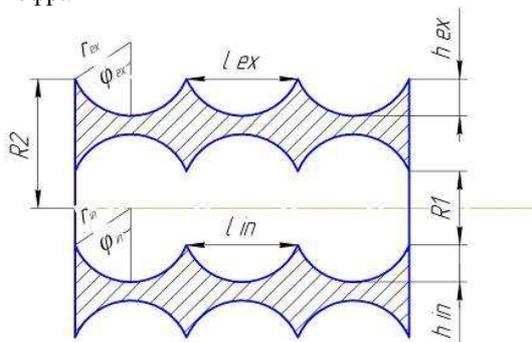


Рисунок 1 – Элемент гофрированной насадки

Площадь поверхности S и объём V одного гофра можно рассчитать по формулам для тел вращения:

$$S = 2\pi \cdot \int_{x_1}^{x_2} f(x) \sqrt{1 + f'^2(x)} dx ; \quad (2)$$

$$V = \pi \cdot \int_{x_1}^{x_2} f^2(x) dx , \quad (3)$$

где $y = f(x)$ – функция, которая описывает линию вращения.

В данном случае, вокруг оси цилиндра (x) 'вращается' элемент окружности (сектор). Для гофра на внешней поверхности цилиндра можно записать:

$$x_0 = r_{ex} \sin(\phi_{ex}) - x - \text{координата центра окружности};$$

$$y_0 = R_2 + r \cos(\phi_{ex}) - y - \text{координата центра окружности};$$

$$f^2(x) = \left[y_0 - \sqrt{r_{ex}^2 - (x - x_0)^2} \right]^2 . \quad (4)$$

Вычисление соответствующих интегралов даёт формулы:

$$S_{ex}^1 = 4\pi r_{ex} (R_2 + r_{ex} \cos \phi_{ex}) \cdot \phi_{ex} - 4\pi r_{ex}^2 \sin \phi_{ex} ; \quad (5)$$

$$V_{ex}^1 = 2\pi r_{ex} \sin \phi_{ex} [(R_2 + r_{ex} \cos \phi_{ex})^2 + r_{ex}^2] + 2\pi / 3 \cdot r_{ex}^3 \sin^3 \phi_{ex} - 2\pi r_{ex}^2 (R_2 + r_{ex} \cos \phi_{ex}) \cdot [\phi_{ex} + \sin \phi_{ex} \cdot \cos \phi_{ex}] . \quad (6)$$

Далее, проводя последовательно вычисления для внутренней и внешней поверхности гофрированного кольца, можно определить соответствующие, занимаемые гофрами площади и свободный от них объём:

$$S_{in} = 2\pi H (R_1 - r_{in} \cos \phi_{in}) \cdot \phi_{in} / \sin \phi_{in} + 2\pi H r_{in} ; \quad (7)$$

$$V_{in} = \pi H \left[(R_1 - r_{in} \cos \phi_{in})^2 + r_{in}^2 \right] + \pi H r_{in}^2 \sin^2 \phi_{in} / 3 + \pi H r_{in} (R_1 - r_{in} \cos \phi_{in}) \cdot [\phi_{in} / \sin \phi_{in} + \cos \phi_{in}] . \quad (8)$$

Полная площадь поверхности и свободный объём цилиндра с гофрами внутри и снаружи равны, соответственно:

$$S_{gofr} = S_{ex} + S_{in} ; \quad (9)$$

$$V_{gofr-free} = V_{free-ex} + V_{free-in} . \quad (10)$$

Далее рассмотрим свободный и удельный объёмы, которые создаются насадкой загруженной в колонну. Если в колонну объёма V_c помещается $n_{gofr-el}$ гофрированных элементов, то общая поверхность этих элементов равна:

$$S_{gofr-el} = n_{gofr-el} \cdot S_{gofr} . \quad (11)$$

Свободный объём в колонне, остающийся после загрузки $n_{gofr-el}$ элементов, равен:

$$V_{free-gofr-col} = n_{gofr-el} \cdot V_{free-el} + (V_{col} - \pi R_2^2 \cdot H \cdot n_{gofr-el}) . \quad (12)$$

В скобках – объём, который остаётся свободным в колонне из-за неплотной упаковки цилиндров высотой H и внешним радиусом R_2 (независимо – есть ли гофры на боковой поверхности, или нет).

Теперь можно выразить искомые параметры a и ε :

$$a_{gofr} = \frac{S_{gofr-el}}{V_{col}} ; \quad \varepsilon_{gofr} = \frac{V_{free-gofr-el}}{V_{col}} . \quad (13)$$

Подставляя полученные соотношения для a и ε в выражение (1) определим отношение $\Delta P_{gofr} / \Delta P_{rash}$ для различных соотношений длины и высоты волны гофрировки. Чтобы сравнить удельную поверхность и свободный объём колец Рашига и гофрированной насадки, будем рассматривать колонны одинакового объёма при условии, что площади поверхности обеих насадок равны. Т.е. число элементов гофрированной насадки $n_{gofr-el}$, необходимой для создания такой площади поверхности в 1 м^3 найдём из равенства:

$$S_{rash-el} = S_{gofr-el} . \quad (14)$$

Результаты расчёта выполнены для колец с наружным диаметром 50 мм, внутренним диаметром 40 мм, высотой кольца 50 мм и приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Характеристики гофрированной насадки

Высота волны гофров h , мм	Длина волны гофров l , мм	Удельная поверхность 1 элемента насадки, $\text{м}^2/\text{м}^3$	Число элементов гофрированной насадки	Свободный объём ε , м^{-1}	$\Delta P_{gofr} / \Delta P_{rash}$
1,5	1,5	226,19	3820	0,928	0,613
1,5	3	166,91	5176	0,889	0,697
1,5	4,5	158,90	5594	0,871	0,740
1,5	6	154,44	5763	0,857	0,777
0	0	144,00	6000	0,788	1

Аналогичные расчёты были произведены для высоты волны гофрировки равной 0,5 мм, 1 мм, 2 мм. Длина волны при этом бралась в отношении 1:1, 1:2, 1:3 и 1:4. По полученным результатам были построены графики зависимостей отношения гидравлического сопротивления в колонне с гофрированной насадкой и кольцами Рашига при различных соотношениях длины и высоты гофров (рис. 2).

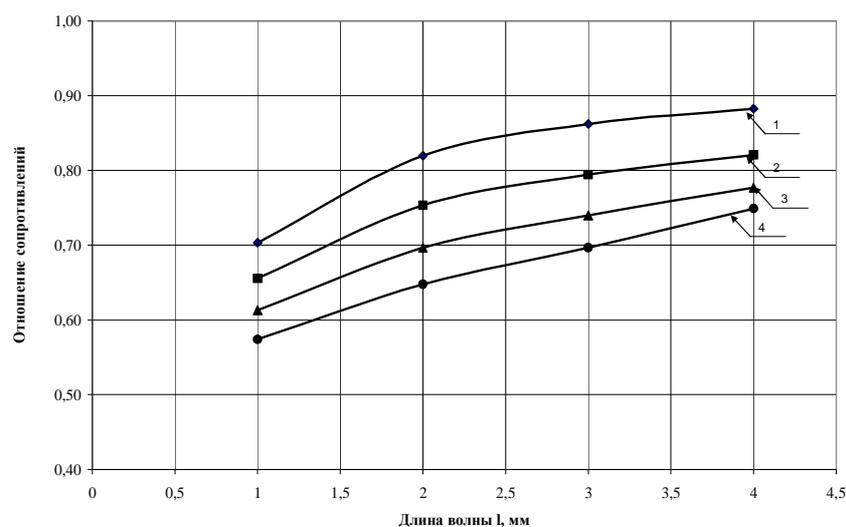


Рисунок 2 – Зависимость отношения гидравлического сопротивления в колонне с гофрированной насадкой к сопротивлению колонны с кольцами Рашига при различных соотношениях длины l и волны h гофра:
 1 – $h = 0,5$ мм; 2 – $h = 1$ мм; 3 – $h = 1,5$ мм; 4 – $h = 2$ мм

Представленные на рис. 2 графики были обработаны методом наименьших квадратов для получения зависимости сопротивления в «сухой» колонне заполненной гофрированной насадкой от величины высоты (h) и длины (l) гофров насадки. В результате обработки данных получена зависимость:

$$\Delta P_{gof} / \Delta P_{rash} = F(h, l) = 1 - A \cdot h^\alpha \cdot \exp(-\beta \cdot l), \quad (15)$$

где $A = 0,684$, $\alpha = 0,257$, $\beta = 0,436$.

Как видно из рисунка сопротивление "сухой" колонны с гофрированной насадкой всегда меньше сопротивления колонны заполненной кольцами Рашига, при любых соотношениях длины и высоты гофра. Наименьшим сопротивлением обладает насадка с длиной и высотой гофра 2 мм. Следовательно для достижения наименьшего гидравлического сопротивления в колонне, необходимо изготавливать максимально глубокие гофры (ограничение возникает из за толщины стенки) с равной им длиной. Однако, исходя из представленной модели (гофры выполнены в виде полусфер), при таком отношении длины и высоты, гофр будет представлять собой замкнутую сферу. Таким образом, целесообразным является выбор отношения l/h начиная от 1:2 для исключения застойных зон на поверхности гофра.

На основе полученной математической модели были созданы образцы гофрированной насадки для проведения гидродинамических исследований на экспериментальном стенде [2]. Соотношение длины волны и высоты волны гофрировки образцов были следующие: 1:2, 1:3, а высота гофров в одном случае составила 1 мм и 1,5 мм. Изучение гидродинамических характеристик данных насадок проводилось в широком диапазоне значений линейной скорости воздуха – от 0,5 до 2 м/с и плотности орошения – от 0 до 30 м³/(м²час).

На рис. 4 представлен график зависимостей отношения гидравлического сопротивления в колонне с гофрированной насадкой и кольцами Рашига при различных соотношениях длины и высоты гофров при плотности орошения 10 и 20 м³/(м²час).

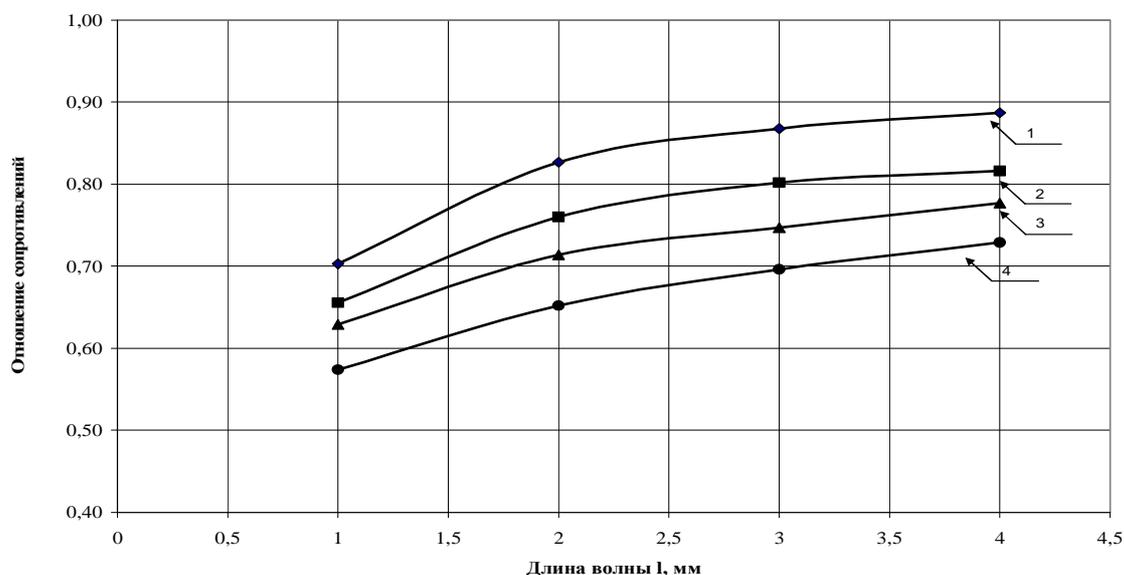


Рисунок 4 – Зависимость отношения гидравлического сопротивления в колонне с гофрированной насадкой к сопротивлению колонны с кольцами Рашига при различных соотношениях длины l и волны h гофра: 1, 2 – высота гофра 1 мм, плотность орошения 20 и 10 м³/м²ч соответственно; 3, 4 – высота гофра 1,5 мм, плотность орошения 20 и 10 м³/(м²час) соответственно

Полученные экспериментальные данные также были обработаны методом наименьших квадратов для получения зависимости отношения гидравлического сопротивления ΔP_{op} к сопротивлению сухой насадки ΔP как функции от высоты и длины гофра. В результате было получено следующее выражение:

$$\Delta P_{gof} / \Delta P_{rash} = F(h, l) = 1 - 0,735 \cdot h^{0,312} \cdot e^{-0,47 \cdot l}. \quad (16)$$

Выводы

1. Разработана математическая модель гофрированной кольцеобразной насадки, позволяющая определить значения удельной поверхности и свободного объема в зависимости от соотношения высоты гофра h и его длины l .

2. На основе полученных расчётных данных, были построены графики зависимостей отношения гидравлического сопротивления "сухой" колонны к сопротивлению такой же колонны с кольцами Рашига. Исходя из данных графиков было определено соотношение, определяющее зависимость гидравлического сопротивления в абсорбционной колонне от соотношения высоты гофра насадки и его длины.

3. На основе разработанной математической модели были изготовлены опытные образцы гофрированной кольцеобразной насадки с различными соотношениями длины и высоты гофров. Данные образцы были использованы для гидродинамических исследований в колонне при орошении жидкостью. Полученные в ходе эксперимента данные подтвердили правильность разработанной модели и были использованы для её уточнения.

Литература

1. Рамм В.М. Абсорбция газов / М.Н. Ратманский.– М.: Химия, 1975.– с. 341–347.
2. В.Л. Голуб Гофрированная винтовая энергосберегающая массообменная насадка и её гидродинамические характеристик / В.Л. Голуб, А.В. Медяник, В.И. Тошинский // Экология и промышленность.– 2011.– №2.– с. 58–63.

Bibliography (transliterated)

1. Ramm V.M. Absorbciija gazov M.N. Ratmanskij.– М.: Himija, 1975.– p. 341–347.
2. V.L. Golub Gofrirovannaja vintovaja jenergoberegajushhaja massoobmennaja nasadka i ejo gidrodinamicheskie harakteristik V.L. Golub, A.V. Medjanik, V.I. Toshinskij Jekologija i promyshlennost'.– 2011.– #2.– p. 58–63.

УДК 661.25.66.097

Тошинський В.І., Голуб В.Л., Медяник А.В.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ГОФРОВАНОЇ КІЛЬЦЕПОДІБНОЇ НАСАДКИ ТА ЇЇ ГІДРОДИНАМІЧНІ ВИПРОБУВАННЯ

У статті наводиться математична модель гофрованої кільцеподібної насадки, що застосовується у насадочних масообмінних апаратах. Розглядається вплив висоти і довжини гофров поверхні насадки на гідравлічний опір, що створюється шаром насадки в колоні. На основі отриманої моделі були створені зразки насадок з різними співвідношеннями довжини і висоти гофрів для проведення гідродинамічних випробувань. Отримані експериментальні дані були оброблені для уточнення коефіцієнтів у представленій моделі.

Toshinskiy V.I., Golub V.L., Medyanik A.V.

A MATHEMATICAL MODEL OF A CORRUGATED ANNULAR NOZZLE AND ITS HYDRODYNAMIC TESTING

The article provides a mathematical model of a corrugated annular nozzle used in the packed mass exchange apparatus. The influence of height and length of the corrugations on the surface of the nozzle flow resistance created by a layer of packing in the column. On the basis of the model have been established patterns of nozzles with different ratios of length and height of the corrugations for hydrodynamic tests. The experimental data were processed to clarify the factors in the presented model.

УДК 519.6

Моргунов В.В., Шкилько А.М., Файнштейн А.Л.

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ ОЧИСТКИ ДЫМОВЫХ ГАЗОВ. СИСТЕМА N₂-NO

Введение

Очистка дымовых газов от оксидов азота и серы – насущная экологическая проблема. Решить эту проблему позволяет технология электронно-лучевой очистки (ЭЛО) дымовых газов. Преимущества технологии ЭЛО перед химическими очистками заключается в следующем: одновременная очистка дымовых газов от NO_x, SO₂, полиароматических углеводородов, летучих органических соединений; компактность; высокая степень очистки; в результате очистки дымовых газов получают сельскохозяйственные удобрения. Суть технологии ЭЛО [1] заключается в следующем: дымовые газы облучаются ускоренными электронами (с энергиями до 1 МэВ), перед облучением в газы подаются пары аммиака; в результате радиационно-химических и химических реакций вредные вещества, в частности, NO_x, SO₂ переводятся в сульфаты-нитраты аммония, которые можно использовать в качестве сельскохозяйственных удобрений. Технология ЭЛО разрабатывается на протяжении последних 30-ти лет. Построены промышленные и опытно-промышленные установки в Китае, Польше, Болгарии. Но, несмотря на сравнительно длительное изучение этой технологии, полного понимания механизма кинетики удаления NO_x, SO₂ и других загрязняющих веществ пока еще нет. Для этой цели авторами была разработана математическая модель и программный комплекс «ELO» [2,3], собрана база данных радиационно-химических и химических реакций (более чем 2000 реакций) для более, чем 500 химических реакций. Программный комплекс «ELO» обладает следующими возможностями: на основе начального состава дымовых газов позволяет составлять механизм химических реакций; составляет и решает систему обычных дифференциальных уравнений, описывающую процессы ЭЛО дымовых газов; рассчитывать вклад отдельных химических реакций в образование или удаление тех или иных химических веществ; строить графики концентраций химических веществ в зависимости от времени облучения.

Моделирование ЭЛО для смеси N₂ – NO

Во всех расчетах начальная концентрация NO была принята 250 ppmv, N₂ – баланс. График степени удаления NO в зависимости от дозы облучения показан на рис. 1. На рис. 2. представлены графики изменения концентрации O₂, NO, NO₂ в зависимости от поглощенной дозы. Полученные результаты моделирования хорошо согласуются с экспериментальными данными [4]. С ростом поглощенной дозы концентрация O₂ растет, концентрация NO₂ растет до значений поглощенной дозы около 10 кГр, затем с ростом поглощенной дозы концентрация NO₂ падает.

Результаты расчетов по вкладам в удаление NO тех или иных реакций представлены на рис. 3. Из рис. 3. видно, что до доз, равных 10 кГр (типичная доза для технологии ЭЛО), около 60 % NO удаляется при помощи реакции



и около 40 % NO удаляется при помощи реакции



Большая часть NO (около 90 % NO) образуется в процессе электронно-лучевой очистки при помощи следующей реакции (R3):



Эта реакция является нежелательной, т.к. уменьшает эффективность очистки газов от NO. Поэтому, для повышения эффективности очистки дымовых газов от NO желательно подавлять реакцию (R3). Т.к. скорость реакции (R3) не зависит от температуры, то подавление реакции (R3) может быть осуществлено путем снижения концентраций NO₂ и O.

Исходя из наших расчетов, 98 % NO₂ образовывается из реакции (R2). И около 85 % NO₂ потребляется реакцией (R3).

98 % атомов кислорода O образуются в реакции (R1). Основным потребителем O (около 90 %) является реакция (R3).

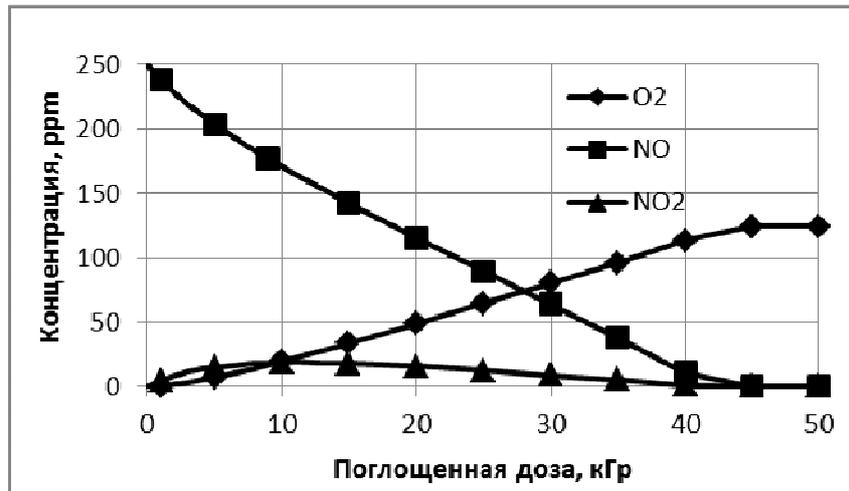


Рисунок 1 – Концентрация O₂, NO, NO₂ в зависимости от поглощенной дозы

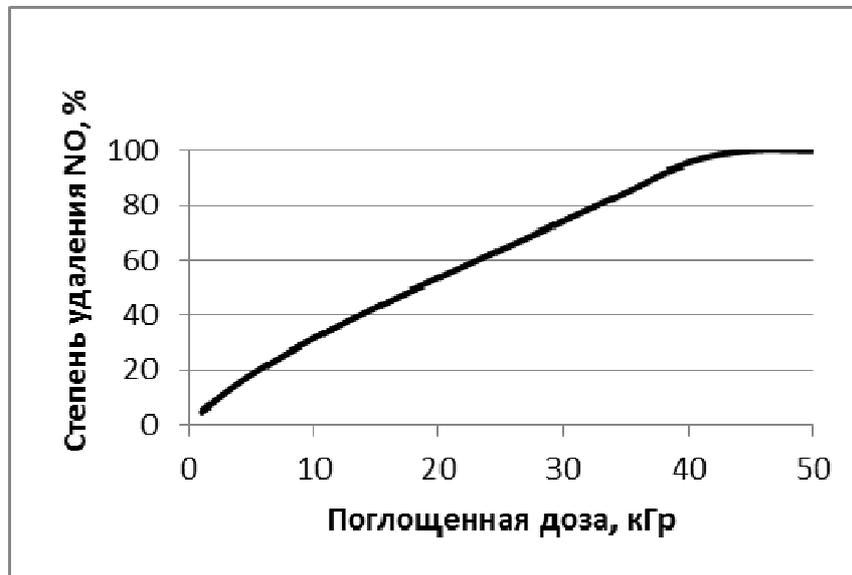


Рисунок 2 – Степень удаления NO в зависимости от поглощенной дозы

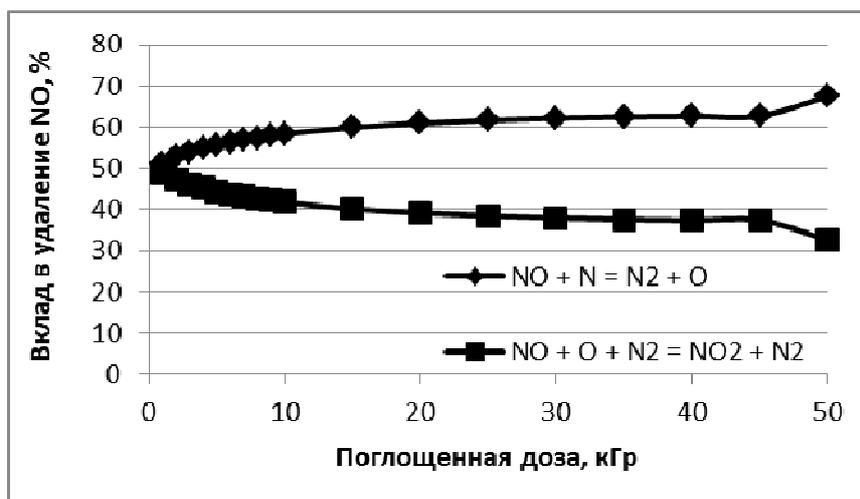


Рисунок 3 – Вклад реакций в удаление NO

Более 98 % атомов азота образуется при радиолизе N_2 . Основным потребителем атомов азота (более 90 % потребления N в диапазоне поглощенной дозы до 45 кГр) является реакция (R1) – $NO + N = N_2 + O$.

Выводы

В смеси газов $N_2 - NO$ при электронно-лучевой обработке происходит образование молекул кислорода. Реакция $NO_2 + O = NO + O_2$ является нежелательной, т.к. уменьшает эффективность удаления NO из смеси газов. 90 % атомов кислорода расходуется в этой реакции. Одним из способов уменьшения влияния этой реакции на эффективность очистки – введение в дымовые газы химических веществ, активно взаимодействующих с O.

Литература

1. Fainchtein, O. L. Developing wet variants of electron-beam removal of NO_x , SO_2 and particulate from flue gas [Text] / O. L. Fainchtein, V. V. Piotrovskiy, M. V. Sagaidak / Ed. by Kevin E. O'Shea William J. Cooper, Randy D. Curry. — [S. l.] : Wiley-Interscience, 1998. — P. 123 — 138.
2. Morgunov, V. Mathematical model of the processes of electron-beam cleaning of flue gas from SO_2 , NO_x , PAHs, VOCs [Text] / V. Morgunov, A. Fainchtein, A. Shkil'ko // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. — 2011. — Vol. 3/11(51). — P. 25–30.
3. Morgunov, V. Numerical simulation of physical and technical processes under electron beam flue gas cleaning [Text] / V.V. Morgunov, A.M. Shkil'ko // Integrated Technologies and Energy Conservation. — 2011. — Vol. 3. — P. 48–50.
4. Radiation treatment of exhaust gases - I. oxidation of NO and reduction of NO_2 [Text] / Okihiro Tokunaga, Koichi Nishimura, Sueo Machi, Masamitsu Washino // The International Journal of Applied Radiation and Isotopes. — 1978. — Vol. 29, No. 2. — P. 81 – 85.

Bibliography (transliterated)

1. Fainchtein, O. L. Developing wet variants of electron-beam removal of NO_x , SO_2 and particulate from flue gas [Text] / O. L. Fainchtein, V. V. Piotrovskiy, M. V. Sagaidak / Ed. by Kevin E. O'Shea William J. Cooper, Randy D. Curry. — [S. l.] : Wiley-Interscience, 1998. — P. 123 — 138.
2. Morgunov, V. Mathematical model of the processes of electron-beam cleaning of flue gas from SO_2 , NO_x , PAHs, VOCs [Text] / V. Morgunov, A. Fainchtein, A. Shkil'ko // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. — 2011. — Vol. 3/11(51). — P. 25–30.
3. Morgunov, V. Numerical simulation of physical and technical processes under electron beam flue gas cleaning [Text] / V.V. Morgunov, A.M. Shkil'ko // Integrated Technologies and Energy Conservation. — 2011. — Vol. 3. — P. 48–50.
4. Radiation treatment of exhaust gases - I. oxidation of NO and reduction of NO_2 [Text] / Okihiro Tokunaga, Koichi Nishimura, Sueo Machi, Masamitsu Washino // The International Journal of Applied Radiation and Isotopes. — 1978. — Vol. 29, No. 2. — P. 81 – 85.

УДК 519.6

Моргунов В.В., Шкілько А.М., Файнштейн О.Л.

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОННО-ПРОМЕНЕВОГО ОЧИЩЕННЯ ДИМОВИХ ГАЗІВ. СИСТЕМА N_2 -NO

На основі розробленого авторами програмного комплексу «ELO» розрахована ступінь видалення NO в діапазоні від 0 до 50 кГр для суміші газів $N_2 + NO$. Отримано залежність вкладу реакцій в ступінь видалення і утворення наступних хімічних речовин: NO, NO_2 , N, O.

Morgunov V.V., Shil'ko A.M., Fainchtein O.L.

**NUMERICAL SIMULATION OF ELECTRON-BEAM TREATMENT OF FLUE GASES.
N₂-NO SYSTEM**

On the base of the software developed by authors the efficiency of NO removal from N₂ – NO system was simulated in the dose range 0–50 kGy. The dependencies of formation and sink of following species: NO, NO₂, N, O by various reactions were received.

УПРАВЛЕНИЕ КОНЦЕНТРАЦИЕЙ ТРАВЛЬНОГО РАСТВОРА НЕПРЕРЫВНОГО ТРАВЛЬНОГО АГРЕГАТА С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ НЕЧЕТКИХ LR-ИНТЕРВАЛОВ

Постановка проблемы. Пространственно-распределенные системы характеризуются пространственным или территориальным распределением, большим числом элементов, формирующих систему; иерархической структурой объекта управления и управляющей системы; наличием субъекта в контуре управления; сложностью математических моделей объектов и описания протекающих процессов в различных элементах системы; противоречивыми целями управления, влиянием на процессы случайных сложно-формализуемых факторов, а часто и невозможностью точных измерений параметров, что позволяет выделить их в отдельный класс систем.

К объектам пространственно-распределенных систем относятся и металлургические комплексы. Эти комплексы, их подсистемы, технологические процессы (ТП), происходящие в них, требуют применения средств достоверного, простого и наглядного отображения их состояния, всех их особенностей и свойств, что привело к необходимости последующего развития теории нечетких систем и практики моделирования, анализа и оценивания технического состояния таких процессов и объектов. Нечеткие системы основаны на правилах продукционного типа, но их преимуществом является то, что качестве посылок и заключения в правиле используются лингвистические переменные, что позволяет избежать ограничений, присущих классическим продукционным правилам.

Классическим примером является непрерывный травильный агрегат (НТА) сернокислотного травления углеродистого стального полосового проката на ММК им.Ильича. Разнообразие явлений, происходящих при окислении металлов при нагревании их в воздухе или в иной окислительной среде, отсутствие исчерпывающей теории механизма этого процесса, сложная взаимосвязь элементов НТА, переменных в функциях, описывающих поведение реагентов в системе, затрудняет формирование управляющих воздействий для поддержания необходимой концентрации раствора.

Целью статьи является разработка формализованного описания процесса принятия решений по изменению v – концентрации травильного раствора (КТР) при поддержании параметров системы в оптимальной области и минимизации расхода реагентов с использованием нечеткой логики.

ТП при соответствующей декомпозиции может быть разбит на логико-аналитические, расчетные и поисковые задачи.

Расчетные задачи, в нашем случае, могут быть сведены к решению типичной MRP-II (Manufacturing Resource Planning) задаче поддержания запаса КТР, потребляемого со скоростью U и пополняемого со скоростью V , с обязательным для реального процесса условием $V - U \geq 0$, где $v(t)H_2SO_4$ представляет собой функцию времени, описываемую предложенным в [1] уравнением, модифицированным к нашей задаче. Уравнение (1) всегда имеет одно единственное решение, причем повышение точности решения требует уменьшения Δt периода измерения концентрации кислоты (частоты пополнения запаса) и ведет к локальной асимптотической устойчивости динамической системы химических реагентов. Данная методика привела к предложению о минимизации запаса v до уровня a' , что и рекомендовано в [2] для данного класса задач. Также для ТП [3] была определена нижняя граница $v = b'$.

Поисковые задачи сводятся к реализации процедуры поиска информации о максимально близких по заданным метрикам технологических ситуаций в базах знаний и данных автоматизированной системы управления ТП.

Формализацию логико-аналитических задач процесса управления КТР будем осуществлять за счет интерпретации соответствующих текущих условий. При этом процесс интерпретации сведем к решению задачи распознавания в ее расширенном понимании. Суть такого распознавания заключается в отнесении распознаваемых событий к некоторому классу эталонных событий соответствующего алфавита, сформированного на этапе формального описания этого алфавита, и последующего определения количественных и качественных характеристик этих событий результатами измерений.

Комплекс, состоит из 4-х аналогичных по течению процессов ванн, наполненных растворами различной концентрации H_2SO_4 и постоянно подогреваемыми до определенных температур и пополняемыми травильным раствором, который движется противотоком навстречу сматываемой в конце агрегата стальной полосе.

Процесс травления листовой стали заключается в разрушении слоя окалина на поверхности листа в процессе происходящих химических реакций травильного раствора с окислами железа, формирующими

слой окалины. Для травления листовой углеродистой стали на непрерывных травильных линиях (НТЛ) применяют растворы соляной или серной кислот. Подробно механизм взаимодействия травильного раствора с окалиной описан в [4].

Скорость травления зависит от двух групп технологических параметров: к первым относят характеристики стали, состав и структуру окалины, зависящих от процессов предшествующих травлению. Ко вторым относят температуру травильного раствора, его концентрацию и время пребывания проката в нем.

Благодаря внедренному автоматизированному комплексу технических средств, слабоуправляемые изменения переменной t р-ра были достигнуты в пределах Δt р-ра = $\pm 0,5^\circ\text{C}$, и влияние переменной t р-ра стало несущественно для ТП [5], изменение $M(\text{H}_2\text{O})$ стало управляемо технически. Таким образом, связав максимально возможное на практике количество свободных переменных, функцию скорости травления без потери информативной корректности системы, приняли:

$$v = f(M(\text{H}_2\text{SO}_4), M(\text{FeSO}_4)), \quad (1)$$

где M – массы реагентов в системе.

Незначительная толщина, хрупкость и высокая твердость составных частей окалины и прочное сцепление слоев сильно затрудняют исследование окалины. Количество и состав окалины, изменяются в зависимости от локализации по поверхности всей длины рулона, условий и времени его рулонирования и остывания является следующим фактором неопределенности ТП. Ниже приведено краткое описание результатов многочисленных исследований процесса окисления [4].

В диапазоне температур 250–350 °С в зависимости от времени нагрева пленка, состоящая из окиси железа, толщина пленки становится соизмеримой с длинами волн видимых цветов спектра, поэтому эту стадию окисления определяют как стадию образования цветов побежалости – каждому из них соответствует своя температура образования при охлаждении и толщина пленки [5].

При остывании от 200 °С до комнатной температуры железо всегда покрыто окисной пленкой, которая по достижении малой толщины значительно тормозит дальнейшее окисление и даже полностью его прекращает. Необходимо учитывать, что цвет пленки будет сохраняться при увеличении толщины ее в 2 и 3 раза по сравнению с указанными выше значениями.

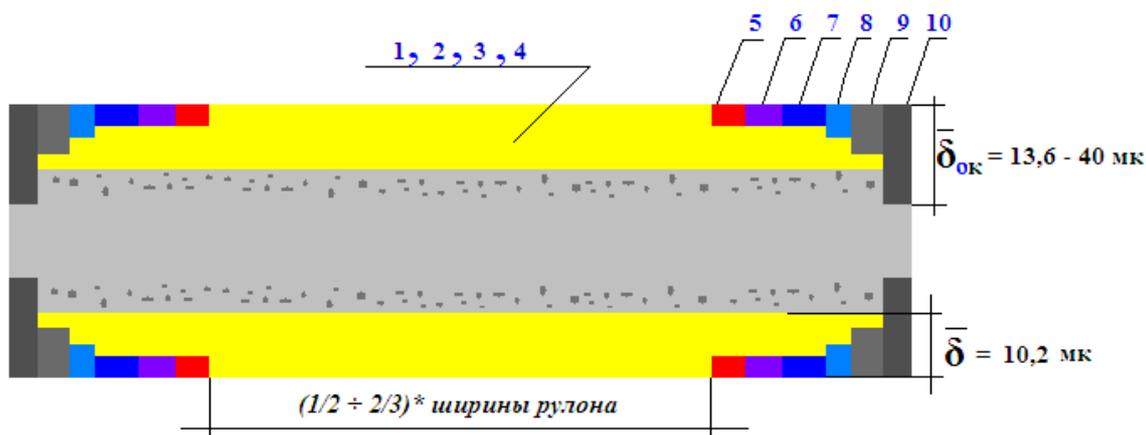


Рисунок 1 – Схема размещения окалины на горячекатаной полосе (срез)

Нумерация позиций на рис. 1 соответствует значениям n в таблице 1

Пограничный слой «железо-окалина», из которого уходят ионы железа, становится пористым, и контакт между слоями становится не сплошным, что собственно и делает возможным процесс травления. Навстречу железу внутрь окалины диффундируют атомы кислорода, которые образуют на границе с железом слои вюстита. Небольшое количество кислорода проникает в железо, образуя твердый раствор. Таким образом, окалина растет как наружу, так и внутрь от поверхности. Толщину слоя окалины и ее качественный состав, которые влияют на скорость травления, необходимо учитывать как фактор неопределенности в силу невозможности прямого измерения во время ТП, а только в стационарных условиях.

Рассмотрим процесс формализации количественных и качественных признаков, поступающих от датчиков измерений. Оценку значений количественного признака с нестохастической неопределенностью можно представить в виде лингвистической переменной [7], которая задается набором из 3-х компонент:

$$\langle Id, X, R(Y, x) \rangle,$$

где Id – имя признака <цвет>, X – множество допустимых значений признака, $R(Y, x)$ – нечеткое множество, определенное на множестве X и представляющее собой нечеткое ограничение на числовую оценку значения признака x , обусловленное лингвистической характеристикой Y .

Таким образом, формализация знаний о закономерностях проявления значений количественных признаков может быть сведена к построению нечетких LR-интервалов множества допустимых значений признаков для каждого класса алфавитов. В реальности получение выборок измерений с точностью до Å непосредственно в ТП невозможно, а текущие количественные данные с нестохастической неопределенностью могут представлять собой понятия естественного языка об интервале значений количественного признака. Поэтому, учитывая опыт эксплуатации НТА операторами (экспертами), каждому i -му терму «ЦВЕТ» ($i = 1 \div 4$ –значашие для регулирования КТР $v(t)H_2SO_4$ термы) из табл. 1 поставим в соответствие нечеткое число δ_i толщины оксидной пленки.

Всю совокупность признаков объектов (процессов) можно разделить на количественные и качественные [8]. Под количественными понимаются признаки, для которых возможно введение метрики на множестве допустимых значений, позволяющих дать количественную оценку тому или иному значению признака. Под качественными понимаются признаки, определяющие семантическое описание свойств объектов, в нашем случае это цвет обрабатываемого листа проката.

В работах [8,9] для формального описания количественных признаков обосновано использование нечетких LR – интервалов.

Таблица 1 – Значения функции принадлежности

n	Xm = Цвет	Тобр. ,°C	Толщина оксидной пленки $\delta_n = (Dn, cn), \text{Å}$		$\mu_n(xm)$
			Dn	cn	
1	Соломенный	220	425	35	0.73
2	Золотистый	230	495	25	0.85
3	Коричневый	240	500	30	0,86
4	Красно-коричневый	250	540	40	1.00
5	Пурпурный	260	595	35	не оцени- ваются
6	Фиолетовый	260	660	35	
7	Синий (васильковый)	300	690	40	

Графическая иллюстрация структуры функции принадлежности представлена на рис. 2.

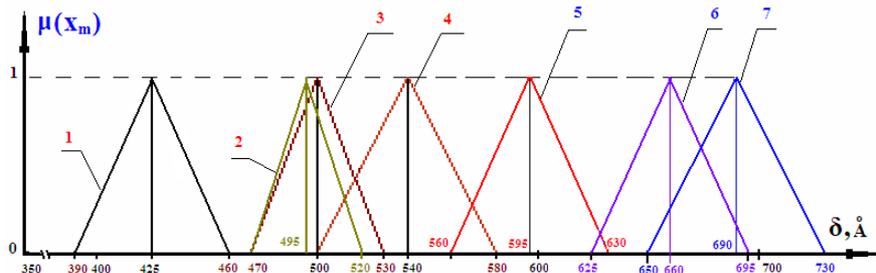


Рисунок 2 – Графическая иллюстрация к формальному представлению количественного признака толщины оксидной пленки с использованием нечетких LR-интервалов

В случаях подобных 2 и 3 (рис. 3) из-за слабой различимости классов событий необходимо либо объединять эти классы, либо увеличивать порог чувствительности эталона идентификации.

Учитывая принятый подход к определению классов событий, целесообразно ввести некоторую функцию, характеризующую информативность признаков. В качестве такой функции для количественных признаков выберем функцию принадлежности $\mu_n^r(x_m)$ с областью определения на интервале $[0,1]$ и характеризующую закономерности проявления значений признака x_m при описании n -го класса r -го алфавита событий и вариантов течения ТП [8,10] (для нас алфавит цветов один и $r = 1$)

$$\mu_n(xm) = \langle Dn-cn, Dn+cn \rangle, \tag{2}$$

где $D_n - c_n$, $D_n + c_n$ – соответственно левый и правый коэффициенты нечеткости (наименьшее и наибольшее значения признака) нечеткого LR – интервала, индексация соответствует значениям n в табл. 1.

Как видно из рис. 2 LR – интервалы вырождены до стандартных Λ – функций принадлежности (или нечетких треугольных чисел [10]). Это практически обосновано, т.к. разрешающая способность современных цифровых фотоаппаратов массового выпуска достигает 16 Мрпх на знакоместо и цветовое различение свыше 1 млн.цветов (www.nikon.com).

Аналитически функцию $\mu_n(x_m)$ можно записать в виде:

$$\mu_n(X_m) = \begin{cases} 0, & \text{если } E_m \notin [D_m - d_m, D_m + d_m]; \\ \frac{E_m - D_m + d_m}{d_m}, & \text{если } E_m < D_m; \\ 1, & \text{если } E_m = D_m; \\ \frac{D_m - E_m + d_m}{d_m}, & \text{если } D_m < E_m; \\ 0, & \text{если } E_m > D_m + d_m. \end{cases} \quad (3)$$

где E_m – оценка значения признака X_m .

Учитывая, что задача поддержания запаса (уровня КТР) традиционно решалась по критерию MIN, мы формируем лингвистическое правило управления ЛПУ (нечеткого вывода) максимального пополнения уровня концентрации $v(t)H_2SO_4$ для решения ситуации $X_m = \text{цвет проката на входе в НТА}$:

$$v(X_m = \text{Цвет})H_2SO_4 = \text{MAX} - \text{«ИСТИННО»}. \quad (4)$$

Для упрощения примем $\mu(X_m = \text{красно-коричневый}) = 1$, т.е. зададим MAX оценку истинности высказывания $X_m = \text{красно-коричневый}$. Для чего, применяя метод весов [10], т.е. пронормировав медианы D_i по сумме $(D_4 + d_4)$, получим логическое дополнение оценки высказывания $X_m = \text{«красно-коричневый»}$ на множестве рабочих термов X_m :

$$\mu_i(X_m) = D_i * 1 / (D_4 + d_4). \quad (5)$$

Можно сформировать логическое правило управления (ЛПУ) концентрацией травильного раствора:

ЕСЛИ(Цвет = X_m) & (Концентрация раствора < необходимой для X_m),
ТО (увеличиваем концентрацию раствора до необходимой для X_m).

Дефазифицируя ЛПУ, получим:

$$\text{ЕСЛИ } (X_m(t) \text{ \& } v(t) < a - v(t) * \mu(X_m(t))) \text{ ТО } [v(t) = v(t) + \mu(X_m(t)) * (a - v(t))]. \quad (6)$$

Таким образом, в момент времени t возникновения ситуации $X_m(t)$ при концентрации травильного раствора $v(t)$ с соответствующей оценкой $\mu(X_m(t))$, формируется управляющее воздействие пополнения запаса (внепланового повышения концентрации травильного раствора в период T за время срабатывания дозатора системы долива Δt $\partial = t - t$), что видно из рис. 3

$$\Delta a(t) = (1 - \mu_i(X_m(t))) * (a - v(t)). \quad (7)$$

Разработано нечеткое логическое правило определения классов событий ТП и истинности признаковой информации, которая является исходной посылкой для организации нечеткого вывода заключений о количественных и качественных характеристиках этих событий с целью формирования управляющих воздействий для изменения концентрации травильного раствора НТА. При обучении регулятора, разработке экспериментально-измерительной базы знаний, предлагается использовать высокоточные эталоны цветовой палитры для разграничения классов событий (например, числовые значения смещений RGB, контраста, яркости).

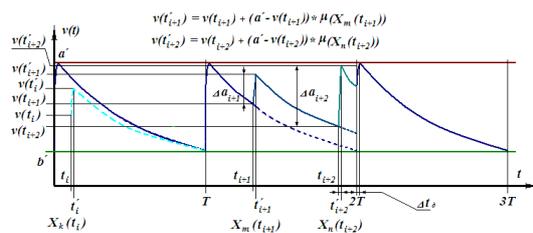


Рисунок 3 – Управление концентрацией раствора на нечетком выводе

Литература

1. Gines M.J.L., Benitez G.I., Perez T., Merli E., Firpo M.A., Egli W. Study of the Picklability of 1,8 mm Hot-Rolled Steel Streep in Hydrochloric Acid.Latin American Applied Research.CINI-FUDETEC.June, 2002, p. 281–288.
2. Питеркин С.В., Оладов Н.А., Исаев С.Н. Практика применения EPR-систем. – Альпина Паблишер – 2003 – 368 с.
3. Капустенко П.О., Ілюнін О.О., Перевертайленко О.Ю., Самер Лага. До питання автоматизації процесу безперервного травлення листової вуглецевої сталі за умов невизначеності.– Міжвузівський збірник «Комп'ютерно-інтегровані технології: освіта, наука, виробництво»,Луцьк,2011,вип.5,с. 100–107.
4. Hasler F., Stone N. The Whys and Hows of Hydrochloric Acid Pickling: chemical and operating data for effluent free pickling.Esco Engineering,Kingsville,Ontario:October 1997,63 pp.
5. Капустенко П.А., Ілюнін О.О., Перевертайленко А.Ю., Самер Лага. Моделирование процесса непрерывного травления листовой углеродистой стали в условиях неопределенности. – Інтегровані технології та енергозбереження // Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – №2, с. 35–44.
6. Ледков В.Г. Непрерывные травильные линии.– М:Металлургиздат, 1961, 158 с.
7. Васильев В.В., Кузьмук В.В. Сети Петри Параллельные алгоритмы и модели мультипроцессорных систем. – К.: Наукова думка. – 1990. – 216 с.
8. Нечеткие множества в моделях управления и искусственного интеллекта / Под ред. Д.А. Поспелова. – М.: Наука, 1986. – 312 с.
9. Дюбуа Д., Прад А. Теория возможностей. Приложения к представлению знаний в информатике: Пер. с фр. – М.: Радио и связь, 1990. – 288 с.
10. Прикладные нечеткие системы: Перевод с япон./ К. Асаи, Д. Ватада, С. Иваи и др.; под ред. Т. Тэрано, К. Асаи, М. Сугено. – М.: Мир, 1993. – 366 с.

Bibliography (transliterated)

1. Gines M.J.L., Benitez G.I., Perez T., Merli E., Firpo M.A., Egli W. Study of the Picklability of 1,8 mm Hot-Rolled Steel Streep in Hydrochloric Acid.Latin American Applied Research.CINI-FUDETEC.June, 2002, p. 281–288.
2. Piterkin S.V., Oladov N.A., Isaev S.N. Praktika primenenija EPR-sistem. – Al'pina Pablisher – 2003 – 368 p.
3. Kapustenko P.O., Iljunin O.O., Perevertajlenko O.Ju., Samer Laga. Do pitannja avtomatizacii procesu bezperernogo travlennja listovoї vuglecevoї stali za umov neviznachenosti.– Mizhvuzivs'kij zbirnik «Komp'uterno-integrovanі tehnologii: osvita, nauka, virobniectvo»,Luc'k,2011,vip.5,p. 100–107.
4. Hasler F., Stone N. The Whys and Hows of Hydrochloric Acid Pickling: chemical and operating data for effluent free pickling.Esco Engineering,Kingsville,Ontario:October 1997,63 pp.
5. Kapustenko P.A., Iljunin O.O., Perevertajlenko A.Ju., Samer Laga. Modelirovanie processa neprerivnogo travlenija listovoj uglevodistoj stali v uslovijah nepredelennosti. – Integrovanі tehnologii ta energozberezhennja Shhokvartal'nij naukovo-praktichnij zhurnal. – Harkiv: NTU «HPI», 2011. – #2, p. 35–44.
6. Ledkov V.G. Nепreryvnye travil'nye linii.– M:Metallurgizdat, 1961, 158 p.
7. Vasil'ev V.V., Kuz'muk V.V. Seti Petri Parallel'nye algoritmy i modeli mul'tiprocessornyh sistem. – K.: Naukova dumka. – 1990. – 216 p.
8. Nечetkie mnozhestva v modeljah upravlenija i iskusstvennogo intellekta Pod red. D.A. Pospelova. – M.: Nauka, 1986. – 312 p.
9. Djubua D., Prad A. Teorija vozmozhnostej. Prilozhenija k predstavleniju znaniy v informatike: Per. s fr. – M.: Radio i svjaz', 1990. – 288 p.

10. Prikladnye nechetkie sistemy: Perevod s japon. K. Asai, D. Vatada, S. Ivai i dr.; pod red. T. Tjerano, K. Asai, M. Sugeno. – M.: Mir, 1993. – 366 p.

УДК 681.518.2

Ілюнін О.О., Капустенко П.О., Перевертайленко О.Ю., Тимофеев В.О.

**КЕРУВАННЯ КОНЦЕНТРАЦІЄЮ ТРАВІЛЬНОГО РОЗЧИНУ
В БЕЗПЕРЕРВНОМУ ТРАВІЛЬНОМУ АГРЕГАТІ
З ВИКОРИСТАННЯМ НЕЧІТКИХ LR- ІНТЕРВАЛІВ**

Запропоновано спосіб нечіткого оцінювання товщини окисної плівки вуглецевого сталюого прокату за допомогою ідентифікації її кольору, кожному з яких відповідає нечіткий LR-інтервал товщини плівки. Наведено логічне правило керування концентрацією сірчаної кислоти в процесі безперервного травління, що інтерпретується як задача поповнення травільного розчину сірчаної кислоти до рівня який визначає функція належності, що формується на підставі обробки LR-інтервалу.

Ilyunin O.O., Kapustenko P.O., Perevertaylenko O.Yu., Tymofeyev V.O.

**THE CONTROLLING OF PICKLING LIQUOR CONCENTRATION IN PICKLING UNIT
WITH USE OF UNCERTAIN LR-INTERVALS**

The method of uncertain estimation for oxide film thickness on continuous carbon steel strip is pickling proposed with use of color identification of this film. Each color corresponds to appropriate uncertain LR-interval of film thickness. The logic rule of sulfuric acid concentration controlling is considered. The problem is interpreted as necessary resupply problem for pickling liquor to the level defined by function that is forming on the base of LR-interval treatment.

УДК 678.5

Рассоха А.Н., Черкашина А.Н.

**СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ АДГЕЗИОННО-ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ
ФУРАНО-ЭПОКСИДНЫХ КОМПОЗИТОВ СТРОИТЕЛЬНОГО НАЗНАЧЕНИЯ**

В рамках статистического подхода по управлению качеством полимерных композиционных материалов, рекомендуемых для использования в качестве защитных антикоррозионных систем (стали, бетона) и конструкционных материалов в промышленном и гражданском строительстве, представляло интерес провести исследование физико-механических (прочность при статическом изгибе, сжатии, ударная вязкость) и адгезионных свойств разработанных фурано-эпоксидных композитов.

В статистическом анализе использовалась репрезентативная выборка анализируемых параметров, позволяющая с достаточной степенью точности и достоверности прогнозировать поведение изделий и конструкций из разработанных композитов в процессе их эксплуатации.

В качестве полимерной матрицы использовали фурано-эпоксидный реакционноспособный олигомер ФАЭД-50(20), структурированный полиэтиленполиамином (ПЭПА). Дисперсным наполнителем служил кварцевый песок фракции менее 630 мкм, поверхность которого обработана хлоридом алюминия (КПА), являющегося катализатором структурирования катионного типа фурановой компоненты фурано-эпоксидного олигомера (моно- и дифурфурилиденацетонов).

Проведены стандартные испытания образцов фурано-эпоксидных композитов на прочность при статическом изгибе σ_u (МПа) по ГОСТ 4848 (1350 образцов), сжатии σ_c (МПа) по ГОСТ 4651 (248–259 образцов – в зависимости от скорости нагружения), ударную вязкость a (кДж/м²) по ГОСТ 4647 (488 образцов) и на адгезионную прочность при равномерном отрыве стальных образцов σ_a (МПа) по ГОСТ 14760 (167 образцов).

Размеры стандартных образцов: при испытании на изгиб и ударную вязкость – параллелепипед с размерами граней 15 x 10 x 2,1...3,7 мм; на сжатие – цилиндр диаметром и высотой 10 мм; при испытании на адгезионную прочность при равномерном отрыве – толщина адгезива 0,1–0,8 мм, площадь склейки – 490 мм².

Состав исследованных композитов (масс. %): при испытании на прочность при изгибе, сжатии и ударной вязкости – ФАЭД-50(20)-52; ПЭПА-13; КПА-35; при испытании на адгезионную прочность – ФАЭД-70(20) – 71; ПЭПА – 14; КПА-15.

Режим термообработки: выдержка при комнатных условиях – 24 ч; 60 °С – 2 ч; 80 °С – 4 ч. Перед испытанием термообработанные образцы выдерживались при комнатных условиях не менее суток. Образцы композитов с видимыми дефектами (трещины, сколы, раковины и др.) отбраковывались.

Статистическая обработка полученных экспериментальных физико-механических и адгезионных данных осуществлялась с использованием пакета прикладных программ **MathCAD**.

Исходя из практики статистической обработки экспериментальных данных минимальное оптимальное число R и длину интервалов h определяли с учетом количества образцов (числа параллельных опытов) N и размаха вариационного ряда R_N из соотношений [1]:

$$R = 3,21 \cdot \lg N + 3, \quad h = \frac{R_N}{R}.$$

Для более достоверного выявления вариационных колебаний прочности количество интервалов было увеличено $R_{эксн}$, а длина интервала $h_{эксн}$ при этом уменьшилась (табл. 1).

Таблица 1 – Оптимальное и экспериментальное число и длина интервала

Наименование параметра	N	R_N	R	$h_{мин}$	$R_{эксн}$	$h_{эксн}$
Прочность при изгибе σ_u , МПа	1350	25–100	13	5,8	30	2,5
Прочность при сжатии σ_c , МПа	248–259	40–165	11	11,1	21	5,0
Ударная вязкость a , кДж/м ²	488	0,75–15,25	12	1,2	58	0,25
Адгезионная прочность σ_a , МПа	167	10–50	10	4,0	16	2,5

Примечание: количество образцов при испытании на сжатие зависит от скорости нагружения, мм/мин.

Под уровнем прочности принято понимать более или менее четко выделенное значение прочности, около которого группируются образцы материала, содержащие дефекты [2]. В первом приближении можно отождествить оптимальную длину интервала h с дискретным уровнем прочности анализируемых композитов, так как значение величины $h_{экл}$ составляет от размаха вариационного ряда R_N – 3,33 % (изгиб); 4,17 % (сжатие); 1,72 %, (ударная вязкость); 6,25 % (адгезионная прочность).

На рис. 1 приведены дискретные спектры прочности фурано-эпоксидного композита при различных видах нагружения.

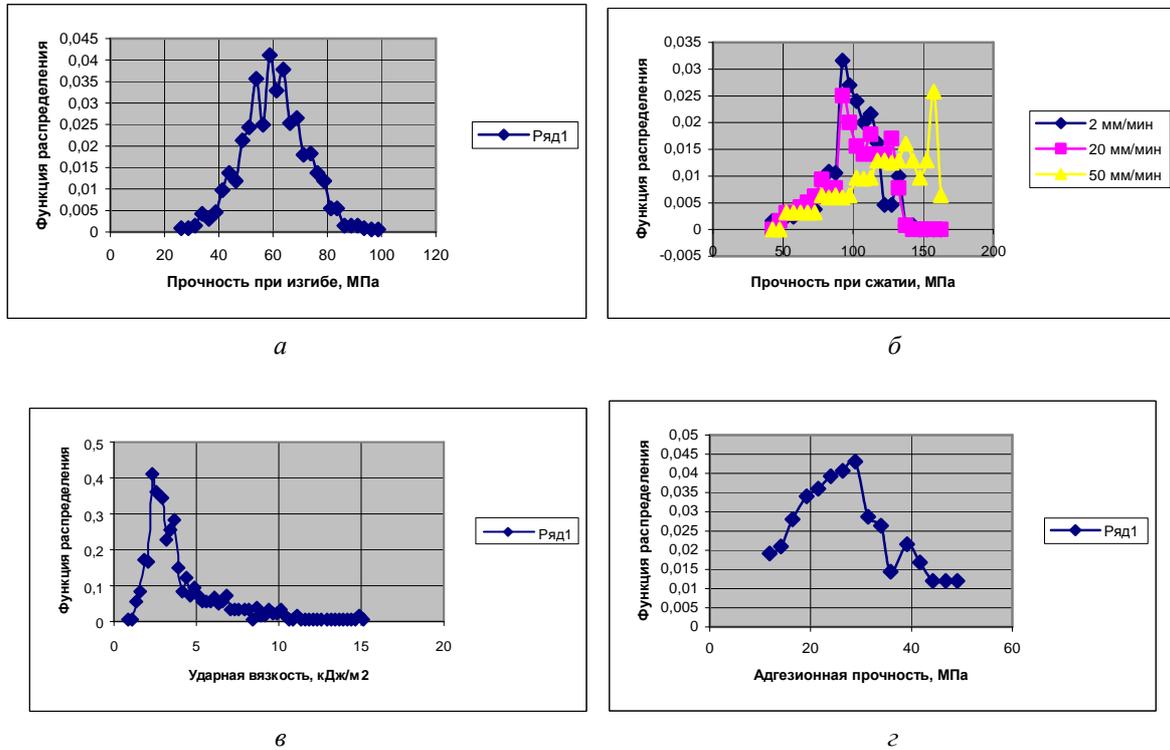


Рисунок 1 – Кривые распределения прочности образцов фурано-эпоксидного материала при различных видах нагружения: *а* – при статическом изгибе; *б* – при сжатии; *в* – при ударном воздействии; *г* – при равномерном отрыве клеевого соединения системы «сталь-адгезив-сталь»

Кривые спектров прочности полимодальны имеют ряд отчетливо выраженных дискретных уровней прочности: при изгибе – 7, сжатии – 2–3 (в зависимости от скорости нагружения), ударе – 6, адгезионной прочности – 2.

Относительно низкая прочность композита после термической обработке в воде (рис. 2) объясняется появлением в нем различного рода дефектов в виде макро- и микротрещин. При этом многие присутствующие дефекты (микро- и субмикротрещины) на дифференциальных кривых распределения прочности не проявляются, так как маскируются более опасными дефектами типа макротрещин.

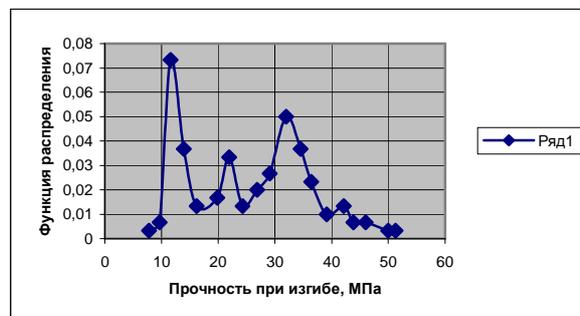


Рисунок 2 – Кривая распределения прочности при изгибе образцов фурано-эпоксидного композита после термообработки в воде при температуре 100 °С.

Кожному уровню прочности будет соответствовать своя микротрещина длиной $l_i=l_o$ равная, согласно [3]:

$$l_o = \pi^2 \cdot \lambda (\beta_i - 1)^2,$$

где β_i – коэффициент концентрации i -го дефекта; λ – линейные размеры структурного дефекта; для твердых неориентированных полимеров $\lambda = 0,4$ нм [4] – межмолекулярное расстояние в полимере.

Коэффициент концентрации напряжений оценивали по величине предельной (теоретической прочности – прочность образца без микродефектов) σ_n и фактической прочности σ_i

$$\beta_i = \frac{\sigma_n}{\sigma_i}.$$

Теоретическую прочность в первом приближении оценивали, исходя из зависимости [5]:

$$\sigma_n \approx 0,1 \cdot E,$$

где E – модуль упругости Юнга, МПа.

Уровень концентрации напряжений в вершине трещины σ_{mp} (МПа) при квазихрупком разрушении оценивали, исходя из зависимости:

$$\sigma_{mp} = \beta_i \cdot \sigma_i.$$

Трещины условно можно разделить на 3 группы [6]: I – субмикротрещины длиной 10–100 нм, II – микротрещины – 200–1000 нм, III – макротрещины – 1–10 мкм.

Модуль упругости Юнга E исследованных фурано-эпоксидных композитов составил 18900 МПа (испытания на статический изгиб, сжатие и удар) и 9400 МПа (при испытании на адгезионную прочность при равномерном отрыве), теоретическая прочность – соответственно 1890 МПа и 940 МПа. После термовлажностной обработки композита при температуре 100 °С в течение 0,5 ч, модуль упругости Юнга составил 14200 МПа, а теоретическая прочность фурано-эпоксидных материалов – 1420 МПа.

Таблица 2 – Характеристики прочности фурано-эпоксидного композита при испытании на изгиб

Уровень прочности, i	Интенсивность	σ_i , МПа	β_i	l_i , мкм	Группа
1	Слабая	37,5	50,4	9,6	III (макротрещины)
2	Слабая	43,7	43,3	7,0	III (макротрещины)
3	Сильная	54,1	34,9	4,5	III (макротрещины)
4	Сильная	59,2	31,9	3,8	III (макротрещины)
5	Сильная	64,3	29,4	3,1	III (макротрещины)
6	Слабая	68,8	27,5	2,8	III (макротрещины)
7	Слабая	82,5	22,9	1,9	III (макротрещины)

Таблица 3 – Характеристики прочности композита при испытании на адгезионную прочность

Уровень прочности, i	Интенсивность	σ_i , МПа	β_i	l_i , нм	Группа
1	Сильная	28,7	32,7	3,9	III (макротрещины)
2	Средняя	39,2	24,0	2,1	III (макротрещины)

Несмотря на чрезвычайно большое количество субмикротрещин и микротрещин в композите в момент разрушения, реальная прочность материала определяется лишь незначительным количеством дефектов – очаговых зон разрушения, представленных в виде скопления субмикро- и микротрещин – крупных кластеров [1].

В рамках перколяционного подхода представляло интерес проанализировать поведение системы (фурано-эпоксидного композита) в момент разрушения при различных видах испытания (табл. 5)

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Таблица 4 – Характеристики прочности материала при испытании на изгиб после термовлажностной обработки

Уровень прочности, i	Интенсивность	σ_i , МПа	β_i	l_i , нм	Группа
1	Сильная	11,8	120,3	55,8	III (макротрещины)
2	Сильная	21,5	66,0	16,6	III (макротрещины)
3	Сильная	32,0	44,4	7,3	III (макротрещины)
4	Слабая	39,2	36,2	4,9	III (макротрещины)

В конечных системах, к которым относятся и изделия из полимерных композитов, значение порогов перколяции испытывает колебание (характеризуемое дисперсией) относительно среднего значения тем больше, чем меньше приведенный размер системы и она связана с критической концентрацией трещин в единице объема композита N_m соотношением :

$$N_m = \left[\frac{C}{S(N)} \right]^{vd},$$

где C – константа, равная примерно 0,54 как для плоских ($d = 2$), так и для объемных решеток ($d = 3$); $S(N)$ – относительная дисперсия прочности композита; v – индекс радиуса корреляции ($v = 0,8-0,9$), в данном исследовании принимаем 0,8.

N_m характеризует определяющий уровень в иерархии кластеров – число (критическую концентрацию перколяционных узлов-трещин) значащих нарушений, т.е. количество дефектов структуры композита, определяющих дисперсию значений прочности в системе.

Зная N_m можно оценить среднее расстояние (в единицах длины) $\langle r \rangle$ между центрами очагов разрушения:

$$\langle r \rangle = \sqrt[3]{N_m}.$$

Таблица 5 – Перколяционные параметры процесса разрушения композитов

Вид испытания	σ_i	n	$S(N)$	N_m при d		$\langle r \rangle$ при d	
				2	3	2	3
Прочность при статическом изгибе, МПа	37,5	14	0,03850	68	566	4,1	8,3
	43,7	45	0,00430	2282	108996	13,2	47,8
	54,1	117	0,00050	71364	19064131	41,5	267,1
	59,2	135	0,00040	101984	32568746	46,7	319,3
	64,3	124	0,00045	84468	24549066	43,9	290,6
	68,8	87	0,00109	20508	2936935	27,4	143,2
	82,5	18	0,02621	126	1423	5,0	11,2
	60,5	1350	0,00051	69157	18186549	41,0	263,0
Адгезионная прочность при равномерном отрыве, МПа	28,7	19	0,02428	143	1710	5,2	12,0
	39,2	9	0,07875	22	102	2,8	4,7
	30,1	167	0,05538	38	236	3,4	6,2

Анализ экспериментальных данных, представленных в табл. 5, показал, что несмотря на наличие большого числа суб- и микротрещин в фурано-эпоксидных композитах в момент разрушения прочность материала определяется крупными скоплениями суб- и микротрещин – кластеров, являющихся очаговыми-

ми зонами разрушения. Наблюдается значительная локализация мелких структурных дефектов. При этом следует учитывать тот факт, что для образования небольшого количества крупных кластеров должен соблюдаться концентрационный критерий для суб- и микротрещин (они должны быть в достаточном количестве).

Таким образом, проведенный комплекс статистических исследований адгезионно-прочностных свойств фурано-эпоксидных композиционных материалов позволяет при проектировании изделий и конструкций строительного назначения из разработанных композитов учитывать фактор прочности и эксплуатационной долговечности при температурном, механическом и других видах воздействия, а следовательно, улучшать качество эксплуатируемой системы.

Литература

1. Разрушение тонких полимерных пленок и волокон: Учебн. пособие для вузов / Б. Цой, Э.М. Карташов, В.В. Шевелев, А.А. Валишин – М.: Химия, 1997. – 344 с.
2. Нарзуллаев Б.Н., Каримов С.Н., Цой Б., Шерматов Д. Уровни долговечности полиэтилентерефталата при действии γ -излучения и водной среды // Механика полимеров.– 1978.– № 6.– С. 1060–1064.
3. Карташов Э.М. Современные представления кинетической термофлуктуационной теории прочности полимеров // Итого науки и техники ВИНТИ. Сер. Химия и технология высокомолекулярных соединений.– 1991. –Т.27.– 112 с.
4. Бартнев Г.М., Каримов С.Н., Цой Б. Дискретные уровни прочности и долговечности полиметил-метакрилата // Высокомолекулярные соединения.– 1988.– Т.А30, №2.– С. 269–275.
5. Нарисава Н. Прочность полимерных материалов.– М.: Химия: 1987.– 400 с.
6. Тамуж В.П., Куksenko В.С. Микромеханика разрушения полимерных материалов.– Рига; Зинатне, 1978. – 294 с.

Bibliography (transliterated)

1. Razrushenie tonkih polimernyh plenok i volokon: Uchebn. posobie dlja vuzov В. Coj, Je.M. Kartashov, V.V. Shevelev, A.A. Valishin – М.: Himija, 1997. – 344 p.
2. Narzullaev B.N., Karimov S.N., Coj B., Shermatov D. Urovni dolgovechnosti polijetilenterefalata pri dejstvii γ -izluchenija i vodnoj sredy Mehanika polimerov.– 1978.– # 6.– p. 1060–1064.
3. Kartashov Je.M. Sovremennye predstavlenija kineticheskoi termofluktacionnoj teorii prochnosti polimerov Itogo nauki i tehnik VINITI. Ser. Himija i tehnologija vysokomolekuljarnyh soedinenij.– 1991. –Т.27.– 112 p.
4. Bartenev G.M., Karimov S.N., Coj B. Diskretnye urovni prochnosti i dolgovechnosti polimetil-metakrilata Vysokomolekuljarnye soedinenija.– 1988.– Т.А30, #2.– p. 269–275.
5. Narisava N. Prochnost' polimernyh materialov.– М.: Himija: 1987.– 400 p.
6. Tamuzh V.P., Kuksenko V.S. Mikromehanika razrushenija polimernyh materialov.– Riga; Zinatne, 1978. – 294 p.

УДК 678.5

Рассоха О.М., Черкашина Г.М.

СТАТИСТИЧНИЙ АНАЛІЗ АДГЕЗІЙНО-МІЦНОСТНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ФУРАНО-ЕПОКСИДНИХ КОМПОЗИТІВ БУДІВЕЛЬНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Проведено статистичний аналіз фізико-механічних та адгезійних властивостей фурано-епоксидних композитів. Встановлено наявність дискретних рівнів міцності для різних типів механічних випробувань. Проведено аналіз розміру та кількості структурних дефектів, що впливають на характер руйнування фурано-епоксидних композитів.

Rassoha A.N., Cherkashina A.N.

**STATISTICAL ANALYSIS OF STRENGTH-FURANS-EPOXY CONSTRUCTION COMPOSITES
ADHESIVE PROPERTIES**

The statistical analysis of physical, mechanical and adhesive properties of furan-epoxy composites is described. The presence of discrete strength levels for different types of mechanical tests is established. The size and number of structural defects that affect the furan-epoxy composites destruction nature are analyzed.

Анипко О.Б.

**РЕНЕСАНС ПАРОВОГО ДВИГАТЕЛЯ.
ТРАНСПОРТНАЯ ПАРОТУРБИННАЯ СИЛОВАЯ УСТАНОВКА С НИЗКОКИПАЩИМ
РАБОЧИМ ТЕЛОМ**

Известно, что качественный скачек в энерговооруженности приводит к появлению новых поколений техники. Так, паровая машина вытеснила парус, дизель и турбина вытеснили паровую машину, газотурбинный двигатель породил современную авиацию, а реактивный – ракетную технику.

Примерно восемьдесят лет отделяют нас от того времени, когда паровой двигатель для транспортных средств сдал свои позиции двигателю внутреннего сгорания. И лишь на железнодорожном транспорте, в том числе технологическом, паровая тяга просуществовала до конца 60-х – середины 70-х годов XX века.

Отметим, что в середине XIX века параметры пара, используемого в паросиловых установках не превышали 1,7...1,9 атм, что соответствует его температуре 113–120 °С. Причем, если давлению 1,7 атм соответствует температура 113 °С, то 2 атм – 120 °С, а 3 атм – 133 °С. Из этого следует, что сравнительно невысокое повышение температуры приводит к более существенному повышению давления. Постепенное развитие технологии конструкционных материалов позволило к 70-м годам XIX века поднять давление не более чем до 5 атм.

В конце XIX века наиболее интенсивно развивающимся классом транспортных паросиловых установок были корабельные. Поэтому эволюцию основных теплотехнических показателей паросиловых установок целесообразно рассмотреть на их примере (рис. 1) [1].

Зависимость мощности паровой машины от давления пара аппроксимируется выражением

$$N_{\text{ПМ}} = 29,429 e^{0,7819 P_{\text{п}}},$$

где $N_{\text{ПМ}}$ – мощность, л.с., $P_{\text{п}}$ – давление пара, атм.

Как видно, к концу XIX века, который ознаменовался рядом достижений в технике, технологии и промышленности в целом, произошел качественный скачок мощностных и теплотехнических показателей паросиловых установок, венцом совершенствования которых можно считать паротурбинную установку, которая начала широко распространяться уже в начале XX века. Этот период можно отнести и к началу заката эпохи пара для транспортных машин, который связан с появлением и широким распространением двигателей внутреннего сгорания.

Однако, в 20-х ...30-х годах вновь возник интерес к паровым двигателям для транспортных машин, прежде всего автомобилей, тракторов и танков. Возобновление этого интереса было обусловлено следующими соображениями [1].

- стремлением к использованию разнообразных местных топлив, топлив низкого качества для избавления от нефтяной зависимости.
- простотой конструкции, которая не предполагает таких элементов как карбюратор, коробку передач и даже трансмиссию.
- сравнимыми по массе и габаритам показателями с ДВС при низкой (на 20–30 %) стоимости эксплуатации.

Ряд предприятий в Англии, Германии, США и Югославии разработали и выпускали автомобили, автобусы и тракторы с паровыми двигателями, которые работали и в период Второй мировой войны во многих странах от Австралии до Канады и от ЮАР до Англии.

Представляет интерес разработанный офицером инженерного корпуса армии США паровой танк [3], который в 1918 году был отправлен для испытаний в боевых условиях во Францию. Однако в боевых условиях испытан не был в связи с окончанием войны.

Его основные тактико-технические характеристики и фотография представлены ниже.



а)



б)



в)

Рисунок 1 – Изменение давления пара (а) и мощности (б) паровых машин в период 1830–1900 г., и зависимость мощности от давления пара (в)



Длина танка – 10,58 метра, Ширина – 3,8 метра, Высота – 3,59 метра.	Два паровых котла суммарной мощностью 500 л.с.
Максимальная скорость – 6 км/ч.	Броня: 13 мм.
Ширина траков: 60 см.	Вооружение: огнемёт + 4 пулемета калибром 7,62
Масса: 50,8 тонн.	Экипаж – 8 человек.

Созданию этой машины, затем колесного парового танка и легкого танка Иллирийского королевства (Югославия) в середине 30-х годов XX века, предшествовал ряд технических решений, которые приводятся в книге Добровольского В.А. [2].

Следует подчеркнуть, что разработки парового двигателя для танка велись и в СССР. 14 марта 1936 года АБТУ РККА заключило с Коломенским машиностроительным заводом договор на изготовление опытного образца паросиловой установки мощностью 600 л.с. (в документах она проходит, как ПВ) для установки ее в тяжелый танк Т-35. Один танк Т-35 был передан Коломенскому заводу им. Куйбышева в 1936 г. или позднее для отработки на нем паросиловой установки. Танк в переписке назывался ПТ-35 (Паровой танк). Был ли он переоборудован, на данный момент установить не удалось.

В целом в 1920–30-х годах создавались и успешно эксплуатировались тракторы, легковые и грузовые автомобили с паровыми двигателями.

Не пропал интерес к паровым двигателям для транспортных средств и в наше время, и не только у любителей ретро техники и применительно к ядерным энергетическим установкам для кораблей и судов. Учитывая ряд достоинств этого типа силовой установки, паровые двигатели продолжают разрабатывать и устанавливать на небольших судах и автомобилях.

Представляет интерес разработка автомобиля для установления рекорда скорости (254 км/час) с паровым двигателем мощностью 100 л.с., который работает следующим образом (рис. 2) [5]. Мотор радикально новой конструкции, известный как Cyclone Power Mark V, способен работать на любом топливе: от биодизеля до природного газа и угольной пыли. Двигатель мощностью 100 л.с. имеет шесть звездобразно (радиально) расположенных компактных цилиндров. Инженеры Cyclone Power также работают над 12-цилиндровой версией мощностью 330 л.с.

Паровой двигатель функционирует почти так же, как и двигатель внутреннего сгорания. Пар под высоким давлением приводит в движение шесть поршней, которые передают усилие на коленвал. Цилиндры расположены звездочкой вокруг вала, а не над ним, как в обычных моторах. Пар производится внутри

нагревательного змеевика – длинной витой трубки из нержавеющей стали. Это позволяет не только достичь более высокого давления по сравнению с обычным котлом, но и получать рабочее давление уже через 5–10 секунд после начала работы.

Горелка нагревает пар до +650 °С, после чего происходит его сжатие до 217 атмосфер и перепуск в головки цилиндров через шесть патрубков высокого давления. Как и в системе впрыска из общей топливной магистрали, горячий пар выпускается в цилиндры через управляемые электроникой и работающие за счет того же пара клапаны. Пар заставляет поршни двигаться и выходит через выпускные окна в стенке цилиндра, как в двухтактных двигателях. Энергия, произведенная во время каждого такта, контролируется длительностью открывания клапана. Отработавший пар конденсируется в холодильнике на дне двигателя, где циркулирует холодный воздух. Поглотивший тепло воздух нагнетается в верхнюю часть двигателя, где смешивается с топливом и сгорает.

Вода подается обратно в нагревательный змеевик, и в итоге получается замкнутая система, не требующая доливания жидкости – рабочего тела.



Несмотря на то, что принципиально новых технических решений в этом двигателе нет, интересна его компоновка, обеспечивающая высокую степень использования теплоты топлива и компактность. Представляет также интерес и материал, использованный при его создании – керамика – что предотвращает теплорассеивание.

Анализируя данные разработанного двигателя нельзя не отметить и ряд критических замечаний. В статье не приводятся данные о том, что является рабочим телом. Очевидно, что вода не может быть таковым ввиду невозможности пуска такого двигателя при отрицательных температурах. Применение воды с присадками мало вероятно, поскольку они, являясь солями, будут откладываться на теплопередающей поверхности. По-видимому это специально разработанная жидкость, которая удовлетворяет требованиям, предъявляемым к такого рода рабочим телам.

Так же уместно подчеркнуть и сравнительно высокую стоимость деталей двигателя, выполненных из керамики.

В то же время возможно создание и более простого парового двигателя для транспортного средства на основе турбины с низкокипящим рабочим телом.

В дальнейшем проводится предварительный анализ показателей транспортной паро-турбинной установки, выполненный автором, в которой в качестве рабочего тела используются фреоны.

Для оценочных расчетов приняты следующие теплотехнические основные показатели

- мощность 1500 кВт (2000 л.с.),
- рабочее тело фреон 21,
- температура кипения (760 мм.рт.ст) 8,3 °С,
- температура перед турбиной 120 °С, давление 12,4 ата, отработавший пар $t_k = 20$ °С, $P_k = 1,56$ ата,
- теплоемкость жидкость (100 °С) 1,15 кДж/(кг К),
- пар 0,59 кДж/(кг К),
- теплота парообразования (20 °С) 236,58 кДж/ кг.

Для этих значений

- Расход фреона 41,6...44,4 кг/с.

Тепловая схема установки представлена на рис. 2.

Особенности конструкции:

- малый располагаемый теплоперепад;
 - удельный объем фреона в контуре расширения в 300 раз ниже, чем у водяного пара, поэтому несмотря на то, что массовый расход фреона в 10 раз больше, чем водяного пара, при одинаковой мощности объемный расход фреона в 30 раз меньше;
 - цикл осуществляется под избыточным давлением $T_k = 20..30$ °С давление 1.5...2,0 ата.
- Установка работает по замкнутому контуру.

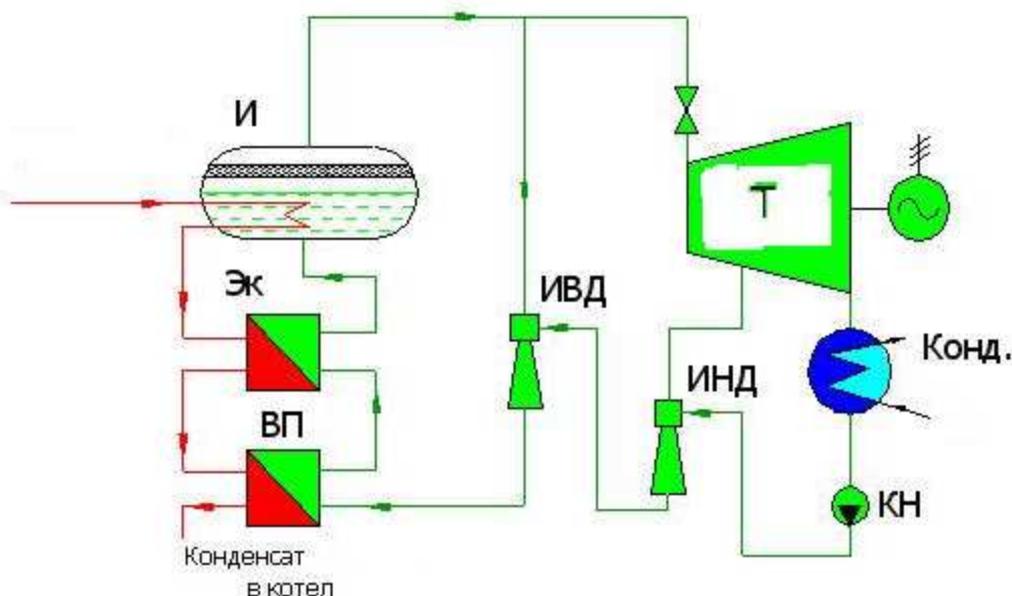


Рисунок 2 – Тепловая схема паротурбинной установки с низкокипящим рабочим телом

Прогнозируемые конструктивные размеры:

- осевая одноступенчатая турбина ср Д ступени 970 мм,
- высота лопатки 32 мм,
- осевая трехступенчатая турбина ступени 572...602 мм,
- высота лопатки 32 мм.

• **РАДИАЛЬНО ОСЕВАЯ ТУРБИНА**

- ФРЕОН 21 1500 кВт Д колеса 1330 мм
- Фреон 12 750 кВт 700 мм

Как видно из приведенных данных для мощности в 1500 кВт конструктивные размеры осевой трех-ступенчатой турбины позволяют разместить ее в транспортном средстве, радиально-осевая турбина мощностью 750 кВт с рабочим телом R-12 так же по диаметру рабочего колеса – 700 мм – может быть применена в силовой установке транспортной машины.

К преимуществам силовой установки на основе паровой турбины с низкотемпературным рабочим телом следует отнести:

- низкая температура цикла не более 160 °С;
- многотопливность;
- отсутствие высоких требований к очистке воздуха;
- легкость пуска в зимних условиях;
- малые габаритные размеры;
- возможность скачкообразного повышения мощности до 2-х раз;
- отсутствие трансмиссии и системы смазки;
- существование хорошо отработанной системы управления СУ;
- бесшумность работы;

Наряду с этим на современном этапе необходимо решить следующие проблемные задачи:

- Оценить повышение компактности при применении пентана и бутана (фреон 600)
- Принять принципиальное решение о схеме установки
 - одна ПТ с раздочей мощности на борта;
 - две бортовых ПТ;
 - одна ПТ +ЭГ+бортовые ЭД.

Наступит ли снова эпоха паровых двигателей на транспорте покажет время, однако такое свойство этого класса двигателей как многотопливность, весьма привлекательно в современных условиях.

Литература

1. Шапиро Л.С. Сердце корабля.– Л., Судостроение.– 1990.– 144 с.
2. Добровольский В.А. Современные паровые автомобили и тракторы.1936.
3. Интернет ресурс. <http://wwi.hut2.ru/tank2/all/steam.htm> Паровой танк.
4. Механизация и моторизация РККА. N 6, 1931 г.
5. Интернет ресурс. www.cyclonpower.com . Паровой автомобиль для установления рекорда скорости.

Bibliography (transliterated)

1. Shapiro L.S. Serdce korablja.– L., Sudostroenie.– 1990.– 144 p.
2. Dobrovolskij V.A. Sovremennye parovye avtomobili i traktory.1936.
3. Internet resurs. <http://wwi.hut2.ru/tank2/all/steam.htm> Parovoj tank.
4. Mehanizacija i motorizacija RKKA. N 6, 1931 g.
5. Internet resurs. www.cyclonpower.com . Parovoj avtomobil' dlja ustanovlenija rekorda skoro-sti.

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПЛАСТИН И ИХ ГОФРИРОВКИ НА ТЕПЛО-ГИДРАВЛИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАСТИНЧАТЫХ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ

Разработана математическая модель пластинчатого теплообменного аппарата (ПТА) с учетом разбиения теплопередающей пластины на основную гофрированную зону, которая оказывает основное влияние на теплопередачу, и на зону распределения потоков, которая в основном влияет на гидравлические характеристики аппарата. Адекватность модели подтверждена на экспериментальных данных некоторых коммерческих пластин. Показано, что для определенного перепада давлений, температурного режима и тепловой нагрузки можно подобрать геометрические параметры пластины и ее гофрировки, которые позволят сделать ПТА с минимальной теплопередающей поверхностью. Разработанную математическую модель можно применять при проектировании пластин с геометрией, которая наилучшим образом подойдет к режимам работы аппарата в некотором заданном диапазоне.

Введение. Непрерывное развитие промышленных процессов требует значительного потребления тепла и, в результате, уменьшения потребления топлива и выбросов, вызывающих парниковый эффект. Важным моментом в решении этой проблемы является эффективная рекуперация тепла. Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) являются одним из наиболее эффективных видов рекуперативного теплообменного оборудования [1]. Схема и принцип работы пластинчатых теплообменных аппаратов хорошо описаны в литературе [2,3,4]. В этих теплообменниках процессы теплообмена протекают в каналах сложной геометрической формы, сформированных гофрированными пластинами, изготавливаемыми штамповкой из тонкого листового металла. Форма гофрировки пластин определяет тепловые и гидравлические характеристики межпластинных каналов.

В современных ПТА наиболее часто применяют пластины с прямолинейными гофрами, расположенными под некоторым углом к вертикальной оси пластины (рис. 1). Собранные вместе в аппарате они образуют каналы сетчато-поточного типа. Эти каналы отличает сложная геометрическая форма и наличие точек соприкосновения противоположных стенок в местах пересечения гофр. Геометрические параметры различных форм гофрировки пластин для гофр синусоидальной и треугольной формы приведены на рис. 2.

Исследованию теплоотдачи и гидравлического сопротивления в каналах ПТА посвящены ряд работ различных авторов [5, 6, 7, 8, 9]. Обзор этих работ приведен в книге [2] и статьях [Ошибка! Залка не определена., 10, 11]. Обобщение полученных данных приводится в виде отдельных эмпирических зависимостей для расчета коэффициентов гидравлического сопротивления и теплоотдачи, которые справедливы только для исследованных каналов в ограниченном диапазоне гидродинамических и тепловых параметров. Попытка обобщить все данные по гидравлическому сопротивлению единым уравнением была предпринята Мартином [12] на основе разработанной им полуэмпирической математической модели. Им была получена формула, в неявном виде выражающая зависимость коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса и геометрических параметров гофрировки пластин. Однако отклонения расчета по этой формуле от данных экспериментов различных авторов в ряде случаев достигают 50 % и более. Аналогичный по точности результат получен и в работе [7]. Низкую точность обобщения данных в упомянутых работах можно объяснить, прежде всего, попыткой обобщить вместе результаты для моделей гофрированного поля, с малым влиянием участков входа и выхода канала, и данные полученные для ПТА с коммерческими пластинами.

Математическая модель теплопередачи и перепада давления в каналах ПТА. Рассмотрим поверхность пластины промышленно выпускаемого ПТА, схематически показанную на рис. 1. Рабочая часть этой поверхности омывается потоком теплоносителя текущим внутри канала, состоит из основного гофрированного поля (4) и распределительных участков на входе (2) и выходе (5). Большая часть тепла передается на основном гофрированном поле, площадь которого составляет 80–85 % общей площади поверхности теплопередачи пластины. На распределительных участках передается значительно меньше тепла, но их влияние на общее гидравлическое сопротивление канала может быть существенное. В этих зонах наблюдается повышенная скорость движения теплоносителя, которая увеличивается в следующем диапазоне: от значения скорости на рабочем поле до скорости на выходе из канала в собирающий коллектор ПТА (аналогичная картина на входе из раздающего коллектора ПТА).

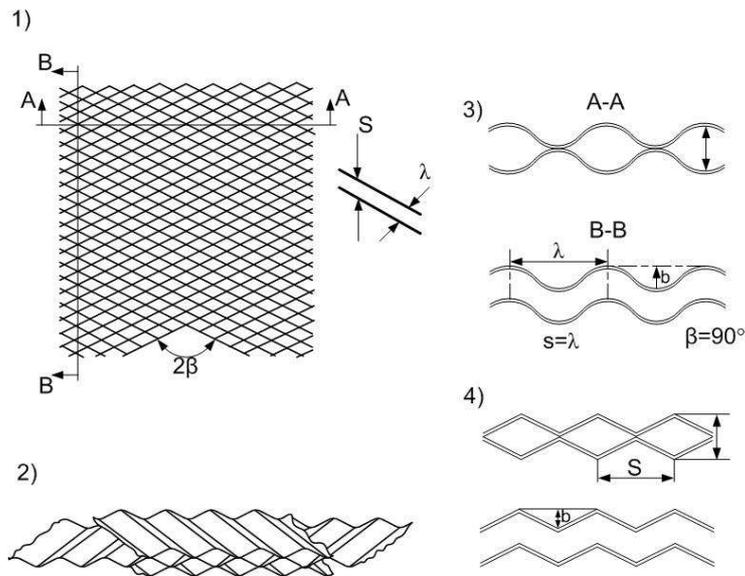


Рисунок 1 – Эскиз пластины ПТА: 1 – вход и выход теплоносителя; 2, 5 – участки для распределения потока; 3 – резиновое уплотнение; 4 – основное гофрированное поле

Конструкции распределительных участков различных пластин могут существенно отличаться, что сильно сказывается на их гидравлическом сопротивлении и равномерности распределения потока. Данные работы [8] показывают, что распределение перепада давления в зонах входа и выхода некоторых каналов ПТА, образованными коммерческими пластинами шевронного типа, может достигать 50 % и более, особенно при малых углах наклона гофры β к вертикальной оси пластины. Геометрические параметры различных форм гофрировки пластин для гофр синусоидальной и треугольной формы приведены на рис. 2.

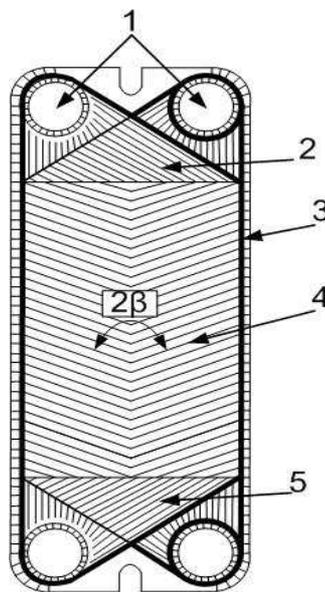


Рисунок 2 – Различные формы гофрировки пластин ПТА: 1, 2 – наложение смежных пластин; 3 – сечения канала при гофрах синусоидальной формы; 4 – сечения канала при гофрах треугольной формы

Для математического моделирования тепловых и гидравлических характеристик ПТА, будем считать, что межпластинный канал состоит из основного гофрированного поля, которое оказывает основной эффект на теплопередачу, и распределительной зоны, которая оказывает влияние в основном на гидравлическое сопротивление ПТА. Эмпирическое уравнение для расчета коэффициента гидравлического со-

противления единицы относительной длины ζ в сетчато-поточных каналах представлено в работе [13]. Оно позволяет рассчитать значение коэффициента ζ для широкого диапазона параметров гофрировки пластин. Угол наклона гофр β изменялся от 14^0 до 72^0 , параметр отношения двойной высоты к шагу гофры – от 0,52 до 1,02. Числа Рейнольдса варьировались в диапазоне от 5 до 25000. Различия между синусоидальными и треугольными (со скругленными краями) формами гофрировки оказались незначительными. Это уравнение имеет следующий вид:

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

$$A = \left[p4 \cdot \ln \left(\frac{p5}{\left(\frac{7 \cdot p3}{\text{Re}} \right)^{0.9} + 0.27 \cdot 10^{-5}} \right) \right]^{16}; \quad B = \left(\frac{37530 \cdot p1}{\text{Re}} \right)^{16},$$

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

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

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

где $\gamma = 2 \cdot b / S$ – отношение двойной высоты к шагу гофры.

Экспериментальные данные, обобщенные уравнением (1), были получены для моделей каналов сетчато-поточного типа, образованных пластинами с высотой гофры от 1,5 мм до 10 мм. Это подтверждает, что масштабный фактор в исследуемом диапазоне размеров гофр учитывается в уравнении (1), благодаря его безразмерному виду, и поэтому уравнение позволяет также моделировать еще и влияние высоты гофрировки зазоров на гидравлические характеристики ПТА. Для того, чтобы учесть падение давления в распределительных зонах (зоны 2 и 5 на рис. 1) межпластинных каналов, образованных коммерческими пластинами, введем коэффициент местного гидравлического сопротивления в этих зонах ζ_{DZ} , предполагая, что эти коэффициенты для зон входа и выхода одинаковы. Средняя скорость потока w на основном гофрированном поле рассматривается как характерный параметр при определении этих коэффициентов. Общая потеря напора в канале ПТА может быть вычислена следующим образом:

$$\Delta p = \zeta \cdot \frac{L_F}{d_E} \cdot \frac{\rho \cdot w^2}{2} + \zeta_{DZ} \cdot \rho \cdot w^2, \quad (3)$$

где ρ – плотность жидкости, кг/м^3 , L_F – длина гофрированного поля, м; $d_E = 2 \cdot b$ – эквивалентный диаметр канала, м.

В статье [8] рассматривались пластины с различной гофрировкой, но со схожей конструкцией распределительных зон. На основе полученных данных был сделан вывод, что для таких пластин коэффициенты близки по значениям. Значения этих коэффициентов для различных пластин находятся в диапазоне от 25 до 110. Для четырех из шести исследуемых пластин среднее значение было 27,25. Для этих пластин отношение длины гофрированного поля L_F к эффективной длине пластины L_{EF} , используемое при вычислении ζ_{DZ} , равно 0,72. Поэтому, для того, чтобы использовать значение ζ_{DZ} из статьи [8] в формуле (3), необходимо разделить его значение на это отношение. Получим, что $\zeta_{DZ} = 38$. Это значение мы использовали в нашей модели, предполагая, что конструкция распределительных зон подобная зонам на этих четырех пластинах более предпочтительна при разработке новых образцов пластин.

Для подтверждения смоделированных данных по гидравлическому сопротивлению, результаты вычислений по формулам (1)–(3) сравнивались с экспериментальными данными для коммерческих пластин, опубликованными в статье [6]. Для вычислений использовались параметры гофрировки, приведенные в

этой статье. Длина основного гофрированного поля пластины составляет $L_F = 278$ мм. Максимальное отклонение вычисленных значений от экспериментальных данных не превышает 15 % (рис. 3, кривые 1 и 2) со среднеквадратичной погрешностью ± 5 %.

Более подробное рассмотрение кривых на рис. 3 позволяет сделать вывод о влиянии числа Рейнольдса на значение коэффициента ζ_{DZ} . Наличие точек контакта между соседними пластинами позволяет предположить, что влияние числа Рейнольдса на гидравлическое сопротивление в зонах распределения аналогично его влиянию на основном гофрированном поле, особенно если в уравнении (1) используются большие значения угла β , к примеру $\beta = 65^\circ$. Наиболее точное совпадение экспериментальных и расчетных значений на рис. 3 достигается при $Re = 2700$. Поэтому в качестве поправочного коэффициента можно использовать отношение величины $\zeta_{65}(Re)$ к значению, вычисленному для $Re = 2700$ и того же угла наклона. Величина $\zeta_{65}(Re)$ вычисляется по формуле (1) при $\beta = 65^\circ$ для выбранного значения числа Рейнольдса, при этом значения остальных параметров в формуле такие же, как и для основного гофрированного поля.

$$\zeta_{DZ} = 38 \cdot \frac{\zeta_{65}(Re)}{\zeta_{65}(2700)} \quad (4)$$

Сравнение результатов вычислений по формуле (3) с использованием значения ζ_{DZ} полученного по формуле (4) представлено на рис. 3 кривыми 3 и 4. Отличие экспериментальных данных и расчетных не превышает ± 3 %, что хорошо согласуется с экспериментальной ошибкой, представленной в цитируемой статье [6].

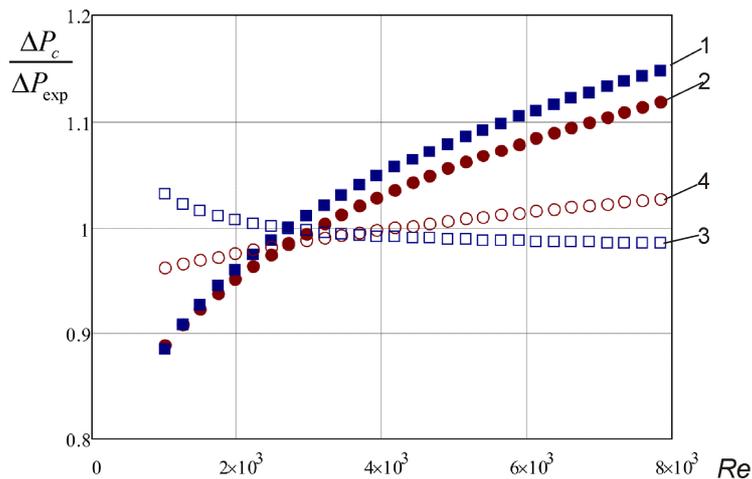


Рисунок 3 – Сравнение расчетных значений перепадов давления с экспериментальными данными работы [6] для ПТА с коммерческими пластинами:
 1 – $\beta = 30^\circ$; 2 – $\beta = 60^\circ$ (для $\zeta_{DZ} = 38$); для кривых 3 и 4 локальный коэффициент гидравлического сопротивления рассчитывался по формуле (4); 3 – $\beta = 30^\circ$; 4 – $\beta = 60^\circ$

Для расчета коэффициента теплоотдачи в каналах ПТА можно использовать аналогию переноса тепла и импульса. В работе [14] на основании модифицированной аналогии Рейнольдса предложено следующее соотношение:

$$Nu = 0.065 \cdot Re^{6/7} \cdot (\psi \cdot \zeta)^{3/7} \cdot Pr^{0.4} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{0.14}, \quad (5)$$

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 общие потери давления в каналах; ψ – доля потерь давления за счет трения о стенку в общем падении давле-

ния; $Re = w \cdot d_e \cdot \nu$ – число Рейнольдса; w – скорость потока в каналах, м/с; ν – кинематическая вязкость, м²/с.

Значение коэффициента ψ определяется согласно следующему соотношению:

$$A_1 = 380 / [tg(\beta)]^{1,75}; \begin{cases} \psi = \left(\frac{Re}{A_1} \right)^{-0,15 \cdot \sin(\beta)} & \text{при } Re > A_1; \\ \psi = 1 & \text{при } Re \leq A_1. \end{cases} \quad (6)$$

Сравнение с литературными данными показали, что отклонение при прогнозировании теплоотдачи по уравнению (5) не превышают 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.

Представленная математическая модель позволяет определять гидравлическое сопротивление и коэффициент теплоотдачи в каналах ПТА на основании данных о геометрических параметрах гофрировки пластин. Эта модель позволяет исследовать также и влияние высоты гофрировки (равной межпластинному зазору) и размеров пластины на поведение ПТА при заданных режимах работы аппарата.

Выбор оптимальной геометрии пластины для заданного режима работы аппарата. Предположим, что заданы следующие параметры работы теплообменного аппарата:

t_{11}, t_{12} – температура на входе и температура на выходе горячего теплоносителя,

t_{21}, t_{22} – температура на входе и температура на выходе холодного теплоносителя, °С;

G_1, G_2 – массовый расход горячего и холодного теплоносителя соответственно, кг/с;

$\Delta P_1^o, \Delta P_2^o$ – допустимые перепады давления по горячей и холодной стороне, соответственно, Па.

Тепловая нагрузка теплообменного аппарата, должна быть не менее, чем заданная:

$$Q = (t_{11} - t_{12}) \cdot c_{p1} \cdot G_1 = (t_{22} - t_{21}) \cdot c_{p2} \cdot G_2, \quad (7)$$

где c_{p1} и c_{p2} – теплоемкости горячей и холодной жидкости, Дж/(кг·°С); ρ_1 и ρ_2 – плотности жидкостей, кг/м³.

Потери напора в теплообменном аппарате, должны быть не более чем допустимые для каждого потока. В ПТА количество каналов для двух теплоносителей может отличаться не более, чем на единицу. Это позволяет точно удовлетворить заданную потерю напора только для одного потока, для другого перепад давления будет меньше допустимого. Возьмем, к примеру, горячий поток (если брать холодный, то действия аналогичны).

При подборе ПТА задача сводится к выбору теплообменного аппарата с минимальной площадью теплопередающей поверхности, который бы удовлетворял заданным режимам работы. Из уравнения (3) видно, что наилучший результат можно получить, используя одноходовой ПТА с противотоком теплоносителей, так как для многоходового аппарата возрастает число распределительных зон, через которые протекает теплоноситель. Более того, возрастает среднее значение потерь давления при изменении направления потока в коллекторах между ходами. Случай использования несимметричного количества ходов в аппарате, который рассматривается в статье [1], в данной работе не рассматривается. Предположим, что при определенной геометрии гофрированных пластин на основном гофрированном поле, мы можем менять длину пластины для удовлетворения режимов работы аппарата.

Если условия перепада давления для горячего теплоносителя строго удовлетворены, то из уравнения (3) получаем:

$$\frac{L_F}{b} = \frac{4}{\zeta_1(w_1)} \cdot \left(\frac{\Delta P_1^o}{\rho_1 \cdot w_1^2} - \zeta_{DZ} \right), \quad (8)$$

где w_1 – скорость потока горячего теплоносителя в каналах ПТА, м/с; ζ_{DZ} – значение вычисленное согласно выражению (4), а $\zeta_1(w_1)$ – значение вычисленное согласно выражению (1) при этой скорости потока.

Необходимым условием использования аппарата для указанного режима работы является требование к количеству единиц теплопереноса. В данном случае число единиц теплопереноса для горячего теплоносителя в теплообменном аппарате должно быть не менее

$$NTU^0 = \frac{(t_{11} - t_{12})}{\Delta t_{ln}}, \quad (9)$$

где Δt_{ln} – средне логарифмическая разница температур;

$$\Delta t_{ln} = \frac{(t_{11} - t_{22}) - (t_{12} - t_{21})}{\ln\left(\frac{t_{11} - t_{22}}{t_{12} - t_{21}}\right)}. \quad (10)$$

С другой стороны, количество единиц теплопереноса в одном канале ПТА:

$$NTU = \frac{2 \cdot k \cdot F_{pl}}{c_{p1} \cdot w_1 \cdot \rho_1 \cdot f_{ch}}, \quad (11)$$

где k – коэффициент теплопередачи, Вт/(м²·°C); $f_{ch} = W \cdot b$ – площадь поперечного сечения канала, м²; W – ширина канала, м; F_{pl} – площадь теплопередающей поверхности одной пластины, м².

Предположив, что площадь теплопередающей поверхности распределительных участков пластины составляет 15 % от всей теплопередающей поверхности пластины, получим, что

$$F_{pl} = L_F \cdot W \cdot F_x / 0,85, \quad (12)$$

где F_x – коэффициент увеличения площади поверхности.

Для того, чтобы ПТА строго удовлетворял заданному режиму работы, количество единиц теплопереноса, рассчитанное согласно формуле (11), должно совпадать со значением, требуемым режимом работы и описываемым уравнением (9). Следовательно, можно определить длину пластины, удовлетворяющую этому требованию:

$$\frac{L_F}{b} = \frac{NTU^0 \cdot 0,85 \cdot c_{p1} \cdot w_1 \cdot \rho_1}{2 \cdot k \cdot F_x}. \quad (13)$$

Когда удовлетворены условия и для тепловой нагрузки, и для потери напора горячего теплоносителя, уравнения (8) и (13) образуют систему двух алгебраических уравнений с двумя неизвестными L_F и w_1 . Исключив параметр L_F/b , получаем одно уравнение с одной неизвестной:

$$w_1 = \sqrt{\frac{\Delta P_1^0}{\rho_1} \cdot \frac{1}{\zeta_{DZ}(w_1) + \zeta_1(w_1) \cdot \frac{NTU^0 \cdot 0,85 \cdot c_{p1} \cdot w_1 \cdot \rho_1}{8 \cdot k(w_1) \cdot F_x}}}. \quad (14)$$

Для определенных геометрических параметров гофрировки коэффициент гидравлического сопротивления зависит только от скорости потока и определяется согласно выражению (1). Это же справедливо и для коэффициента ζ_{DZ} , который можно вычислить используя выражения (4) и (1). Коэффициент теплопередачи вычисляется согласно уравнения:

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2} + \frac{\delta_w}{\lambda_w} + R_{foul}, \quad (15)$$

где δ_w – толщина стенки, м; λ_w – теплопроводность материала стенки, Вт/(м·°C); R_{foul} – термическое сопротивление загрязнений (м²·°C)/Вт; h_1 и h_2 – коэффициенты теплоотдачи для горячего и холодного потоков соответственно, Вт/(м²·°C).

Коефіцієнти теплоотдачи определяются согласно выражениям (5) и (6). Для известных физических свойств потоков и геометрии каналов они зависят только от скоростей потоков в каналах ПТА. Используя существенную особенность ПТА, предположим, что количество каналов для обоих потоков одинаково, и геометрия каналов тоже одинакова. Следовательно, скорость потока в каналах с холодным теплоносителем можно выразить через скорость горячего (и наоборот):

$$w_2 = w_1 \cdot \frac{G_2 \cdot \rho_1}{G_1 \cdot \rho_2} \quad (16)$$

Термическое сопротивление загрязнений в ПТА значительно ниже, чем в кожухотрубных теплообменных аппаратах [2, 15]. Как показано в работе [15], для некоторых механизмов образования загрязнений это зависит от скорости потока. В данной работе механизм образования загрязнений не рассматривался и расчетное значение параметра $R_{foul} = 0$.

Основываясь на изложенном выше, можно сделать вывод, что для заданных геометрических параметров гофрировки пластин, коэффициент теплопередачи зависит только от скорости потока и может быть получен используя выражения (15), (16), (5) и (6).

Нелинейное алгебраическое уравнение (14), вместе с выражениями (1), (2), (4), (5), (6), (15), (16) нельзя решить аналитически, но ответ может быть найден численно с помощью итерационного метода. Решение дает нам скорость потока в каналах, которая согласно выражению (8) соответствует некоторой длине пластины, для которой заданные тепловая нагрузка и перепад давления по одной из сторон полностью удовлетворены. Получаем фиксированные параметры гофрировки для заданных условий работы аппарата, при которых полностью реализуется перепад давления, и достигается максимальное значение коэффициента теплопроводности и минимальная площадь теплопередающей поверхности. Полученные результаты позволяют определить влияние геометрических параметров гофрировки пластины на возможность ПТА с минимальной теплопередающей поверхностью удовлетворять заданному режиму работы.

Выводы. Представленная математическая модель позволяет определить влияние геометрических параметров пластины на рабочие характеристики ПТА. Для заданного режима работы аппарата (перепад давления, температурная программа, тепловая нагрузка и физические свойства теплоносителей), изменение геометрических параметров пластины и ее гофрировки позволяет подобрать ПТА с минимальной теплопередающей поверхностью. Для этого необходимо разработать соответствующий алгоритм и программное обеспечение.

Автор благодарит Европейское сообщество за финансовую поддержку в рамках проекта ЕС INTHEAT (contract № FP7-SME-2010-1-262205).

Литература

1. Optimal design of plate-and-frame heat exchangers for efficient heat recovery in process industries / Arsenyeva, O, Tovazhnyansky, L, Kapustenko, P, Khavin, G // Energy. –2011. – Vol. 36. – pp. 4588-4598.
2. PHEs. Design, Applications and Performance / Wang, L., Sunden, B., Manglik, R.M.–WIT Press, Southampton, UK, 2007.
3. Fundamentals of Heat Exchanger Design / Shah, R.K. and Seculic, D.P.– New York: Wiley and sons, 2003.
4. Пластинчатые теплообменники в промышленности / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Хавин Г.Л., Арсеньева О.П. – Харьков: НТУ ХПИ, 2004. – 232 с.
5. The effect of the corrugation inclination angle on the thermohydraulic performance of plate heat exchangers / Focke W.W., Zacharadies J., Olivier I. // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1985. – Vol. 28. – pp. 1469-1479.
6. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates / Muley A., Manglik R.M. // ASME Journal of Heat Transfer. – 1999. – Vol. 121. – pp. 110-117.

7. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry / Dović D., Palm B., Švaić S. // *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2009. – Vol. 52. – pp. 4553-4563.
8. Теплообмен и гидравлическое сопротивление в щелевидных каналах сетчато-поточного типа пластинчатых теплообменников / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Цыбульник В.А. // *Изв. ВУЗов Энергетика*. – 1980. – No. 9. – с. 123-125.
9. Исследование характеристик пластинчатых поверхностей нагрева / Савостин А.Ф., Тихонов А.М. // *Теплоэнергетика* – 1970. – Том 17, No. 9. – с. 75-78.
10. Plate Heat Exchanger Literature Survey and New Heat Transfer and Pressure Drop Correlations for Refrigerant Evaporators / Ayub Z.H. // *Heat Transfer Engineering*. – 2003. – Vol. 24, No. 5. – pp. 3–16.
11. Experimental investigation of single phase convective heat transfer coefficient in a corrugated plate heat exchanger for multiple plate configurations / Khan T.S., Khan M.S., Chyu M-C., Ayub Z.H. // *Applied Thermal Engineering*. – 2010. – Vol. 30. – pp. 1058-1065.
12. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers / Martin H. // *Chemical Engineering and Processing*. – 1996. – Vol. 35. – pp. 301-310.
13. Обобщенное уравнение для расчета гидравлического сопротивления каналов пластинчатых теплообменников / Арсеньева О.П. // *Інтегровані технології та енергозбереження*. – 2010. – №4. – с. 112–117.
14. Взаимосвязь переноса тепла и импульса в каналах пластинчатых теплообменных аппаратов / Арсеньева О.П. // *Інтегровані технології та енергозбереження*. – 2011. – №1. – с. 3–9.
15. Accounting for fouling in plate heat exchanger design / Gogenko A.L., Anipko O.B., Arsenyeva O.P., Kapustenko P.O. // *Chemical Engineering Transactions*. – 2007. – Vol. 12. – pp. 207-213.

Bibliography (transliterated)

1. Optimal design of plate-and-frame heat exchangers for efficient heat recovery in process industries Arsenyeva, O, Tovazhnyansky, L, Kapustenko, P, Khavin, G Energy. –2011. – Vol. 36. – pp. 4588 4598.
2. PHEs. Design, Applications and Performance Wang, L., Sunden, B., Manglik, R.M.–WIT Press, Southampton, UK, 2007.
3. Fundamentals of Heat Exchanger Design Shah, R.K. and Seculic, D.P.– New York: Wiley and sons, 2003.
4. Platinchatye teploobmenniki v promyshlennosti Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Havin G.L., Arsen'eva O.P. – Har'kov: NTU HPI, 2004. – 232 p.
5. The effect of the corrugation inclination angle on the thermohydraulic performance of plate heat exchangers Focke W.W., Zacharadies J., Olivier I. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 1985. – Vol. 28. – pp. 1469 1479.
6. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates Muley A., Manglik R.M. *ASME Journal of Heat Transfer*. – 1999. – Vol. 121. – pp. 110 117.
7. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry Dović D., Palm B., Švaić S. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. – 2009. – Vol. 52. – pp. 4553 4563.
8. Teploobmen i gidravlichesкое soprotivlenie v shhelevidnyh kanalah setchato-potochnogo tipa platinchatykh teploobmennikov Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Cybul'nik V.A. *Izv. VUZov Jenergetika*. – 1980. – No. 9. – p. 123 125.
9. Issledovanie harakteristik platinchatykh poverhnostej nagreva Savostin A.F., Tihonov A.M. *Teploje-nergetika* – 1970. – Tom 17, No. 9. – p. 75 78.
10. Plate Heat Exchanger Literature Survey and New Heat Transfer and Pressure Drop Correlations for Refrigerant Evaporators Ayub Z.H. *Heat Transfer Engineering*. – 2003. – Vol. 24, No. 5. – pp. 3–16.
11. Experimental investigation of single phase convective heat transfer coefficient in a corrugated plate heat exchanger for multiple plate configurations Khan T.S., Khan M.S., Chyu M-C., Ayub Z.H. *Applied Thermal Engineering*. – 2010. – Vol. 30. – pp. 1058 1065.
12. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers Martin H. *Chemical Engineering and Processing*. – 1996. – Vol. 35. – pp. 301 310.

13. Obobshhennoe uravnenie dlja rascheta gidravlicheskogo soprotivlenija kanalov plastinchatyh teploobmennikov Arsen'eva O.P. Integrovani tehnologii ta energozberezhenja. – 2010. – #4.– p. 112–117.

14. Vzaimosvjaz' perenosy tepla i impul'sa v kanalah plastinchatyh teploobmennyh apparatov Arsen'eva O.P. Integrovani tehnologii ta energozberezhenja. – 2011. – #1.– p. 3–9.

15. Accounting for fouling in plate heat exchanger design Gogenko A.L., Anipko O.B., Arsenyeva O.P., Kapustenko P.O. Chemical Engineering Transactions. – 2007. – Vol. 12. – pp. 207–213.

УДК 66.045.01

Арсеньєва О.П.

**ВПЛИВ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПЛАСТИН ТА ЇХ ГОФРУВАННЯ
НА ТЕПЛО-ГІДРАВЛІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАСТИНЧАСТИХ ТЕПЛОБІМІННИХ
АПАРАТІВ**

Розроблена математична модель пластинчатого теплообмінного апарату (ПТА), яка поділяє теплообмінну пластину на основну гофровану поверхню, на якій і відбувається більша частина теплообміну, та розподільчі ділянки, які впливають на гідравлічні властивості пластини. Розроблена модель перевірена на експериментальних даних для деяких комерційних пластин. Показано, що для заданих перепадів опору, температурної програми та теплового навантаження можуть бути знайдені геометричні параметри пластини та її гофрування, які дозволяють спроектувати ПТА з мінімальною площею теплопередаючої поверхні. Розроблена математична модель може застосовуватись при проектуванні пластин з геометрією, яка найкраще задовольнить режими роботи у вказаних конкретних діапазонах.

Arsenyeva O.P.

**THE INFLUENCE OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF PLATES AND THEIR CORRUGATIONS
ON PLATE HEAT EXCHANGER THERMAL AND HYDRAULIC PERFORMANCE**

The mathematical model of plate heat exchanger (PHE) is developed using decomposition of the plate on its main corrugated field, which cause major effect on heat transfer, and distribution zone, which influences mostly the hydraulic performance. Model is validated on experimental data for some commercial plates. It is shown, that for specified pressure drop, temperature program and heat load the geometrical parameters of plate and its corrugations, which are enable to make PHE with minimal heat transfer area, can be found. The developed mathematical model can be used designing of plates with geometry, which is in the best way satisfying process conditions of the certain specific range.

УДК 621:662.6

Болдырев С.А., Клемеш Й.Я., Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Гарев А.О., Арсеньева О.П.

**ИНТЕГРАЦИЯ АММИАЧНОГО ХОЛОДИЛЬНОГО ЦИКЛА
В ТЕПЛОВУЮ СИСТЕМУ ЗДАНИЙ**

Введение

В последнее время значительное увеличение стоимости энергоресурсов и повышение уровня выбросов двуокиси углерода в окружающую среду обусловило необходимость в разработке решений для увеличения энергоэффективности существующих производств [1]. Для жилищно-коммунального сектора эта проблема не является исключением, особенно когда речь идет об источниках теплоты низкого потенциала. Наиболее эффективным методом для утилизации низкопотенциального тепла является применение тепловых насосов. Это хорошо проиллюстрировано в литературе [2, 3].

Холодильные системы супермаркетов, которые находятся в густозаселенных жилых микрорайонах, используют аммиачные холодильные машины для системы заморозки, охлаждения и хранения продуктов. Во время работы подобных аммиачных агрегатов большое количество низкопотенциального тепла не используется, а сбрасывается в атмосферу через систему охлаждения. Технология утилизации низкопотенциального тепла для других производственных нужд была описана в работе [4]. Но оптимальное решение сложно найти без детального анализа производственных потоков, теплообмена на различных температурных уровнях и рекуперации тепла. Одним из передовых и эффективных методов для достижения оптимальной энергоэффективности является интеграция процессов [5–7]. Эта методология имеет весьма широкое применение при производстве и хранении продуктов питания, как было продемонстрировано в публикациях различных исследователей [1].

Ранее в работе [8] была показана возможность интеграции аммиачного холодильного цикла в тепловую схему сыро-молочного завода, что дало значительное сокращение затрат на энергоносители. В данной работе исследуется возможность использования теплоты конденсации аммиачной холодильной машины для супермаркета. Сначала рассмотрена возможность использования теплоты перегрева аммиака и частично теплоты конденсации. Далее исследована возможность дополнительной компрессии аммиака для увеличения температуры его конденсации. Оба случая рассмотрены с использованием методологии интеграции процессов [5, 6], которая позволяет оптимизировать энергопотребление и интегрировать тепловые насосы и другие тепловые машины в теплообменную сеть.

Моделирование процесса

Исследуемый холодильный агрегат супермаркета представляет собой традиционную аммиачную холодильную машину [9]. Экстрагированные технологические данные позволили построить модель процесса с помощью программы UniSim Design [10]. Модель процесса дает возможность уточнить потоковые данные. На рисунке 1 представлена модель аммиачного холодильного цикла. Тепло перегрева и конденсации хладагента сбрасывается в атмосферу. Это тепло может быть использовано для нагрева технологических потоков, которые в данный момент нагреваются за счет внешних энергоносителей. Потоки исследуемого процесса и их теплофизические свойства сгруппированы в таблице 1.

Таблица 1 – Потоковые данные исходного процесса

№	Название	Тип	TS, °C	TT, °C	G, т/ч	C, кДж/ (кг·°C)	r, кДж/ кг	CP, кВт/°C	ΔH, кВт
1	Охлаждение аммиака	Гор.	155	30	3,194	3,250		2,883	360,43
	Конденсация аммиака	Гор.	30	30	3,194		1146		1016,76
	Охлаждение жидкого аммиака	Гор.	30	20	3,194	4,750		4,214	42,14
2	Подогрев воды	Хол.	15	60	15,000	4,190		17,458	785,63
3	Подогрев воздуха	Хол.	10	30	50,000	1,005		13,958	279,17
4	Воздух для тепловых завес	Хол.	10	55	25,000	1,005		6,979	314,06

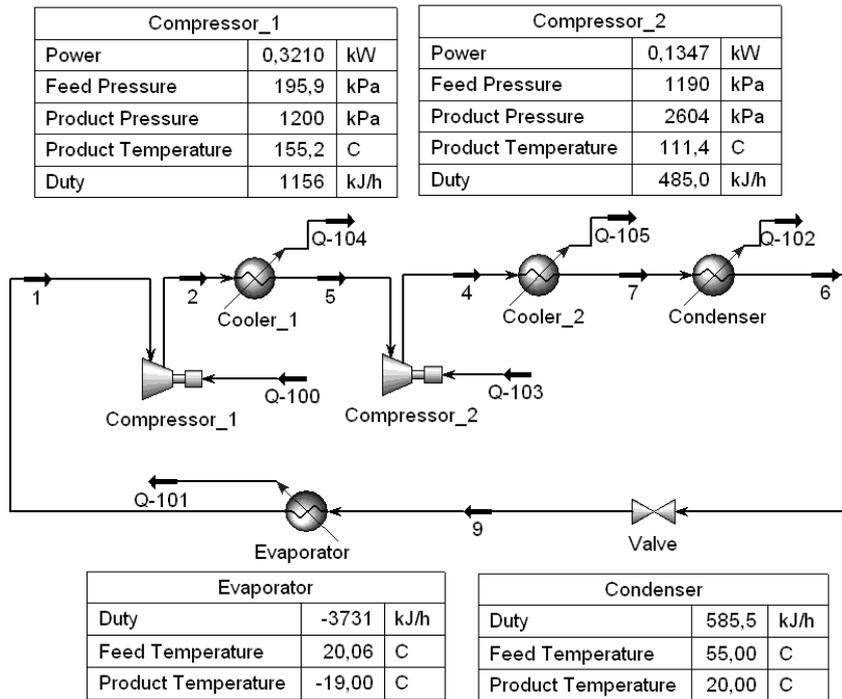


Рисунок 1 – UniSim модель амміачного холодильного цикла

Создание системы рекуперации

Для построения системы рекуперации тепловой энергии воспользуемся инструментами пинч-анализа [11]. Построим составные кривые технологических потоков. Минимальное температурное сближение между теплоносителями принимаем равным 5 °C. Это позволяет наиболее полно использовать потенциал потоков для рекуперации теплоты. Построение составных кривых показывает потенциал энергосбережения для существующего процесса и целевые значения для подвода и отвода тепла, а также локализацию точки пинча [7]. Составные кривые процесса с минимальным температурным сближением равным 5 °C показаны на рисунке 2.

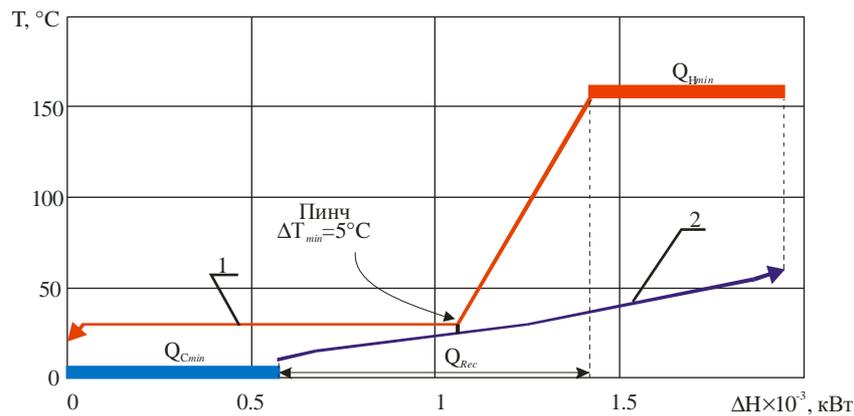


Рисунок 2 – Составные кривые исходного процесса для $\Delta T_{\min} = 5 \text{ }^\circ\text{C}$

1 – горячая составная кривая; 2 – холодная составная кривая; $Q_{H\min} = 530 \text{ кВт}$ – горячие утилиты; $Q_{C\min} = 570 \text{ кВт}$ – холодная утилиты; $Q_{\text{Rec}} = 849 \text{ кВт}$ – мощность рекуперации в системе теплообмена

Составные кривые показывают, что рекуперация тепловой энергии для существующей системы технологических потоков может составлять 849 кВт, при $\Delta T_{\min} = 5 \text{ }^\circ\text{C}$. Используя данные, полученные в результате построения составных кривых, создадим систему теплообменников для рекуперации тепла. Для этого воспользуемся сеточной диаграммой. Сеточная диаграмма системы теплообменных аппаратов для исследуемой системы потоков показана на рисунке 3.

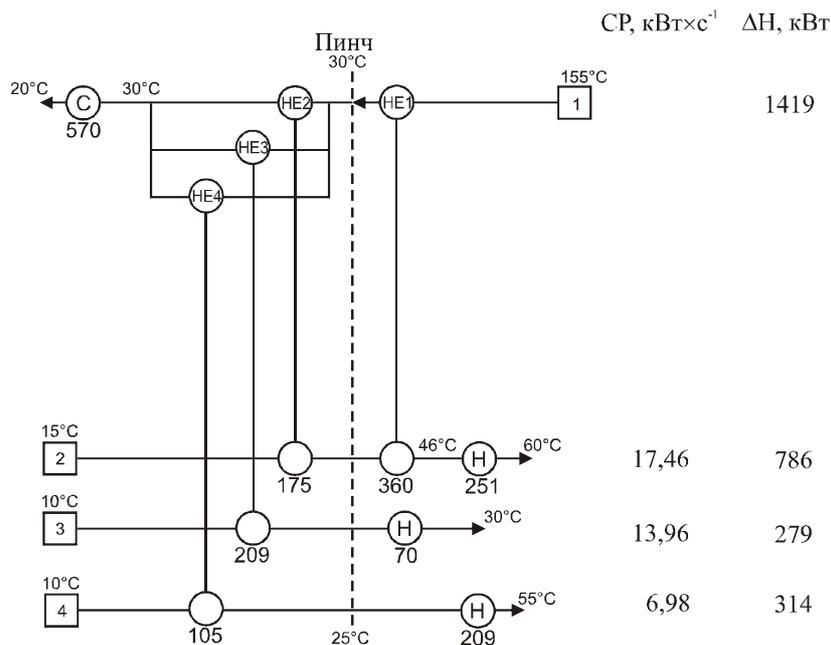


Рисунок 3 – Сеточная диаграмма исследуемой системы потоков для $\Delta T_{\min}=5\text{ }^{\circ}\text{C}$
 HE1-4 – рекуперативные теплообменные аппараты; С – холодильник; Н – нагреватели; CP– потоковая теплоемкость,
 ΔH – потоковая энтальпия

Сеточная диаграмма показывает, что для рекуперации 849 кВт тепловой энергии необходимо 4 рекуперативных теплообменника. При этом горячие и холодные утилиты составят 530 и 570 кВт, соответственно. Общая площадь дополнительной теплообменной поверхности составит 225 м². Принимая стоимость установки 1 теплообменника 5000 долл. США, стоимость 1 м² теплообменной поверхности 500 долл. США, стоимость горячих утилит – 350 долл.США за 1 кВт×год, а холодных – 35 долл.США за 1 кВт×год (стоимости 2011 года), ориентировочный срок окупаемости составляет 5 месяцев.

Использование дополнительного компримирования аммиака

Конфигурация составных кривых на рис. 2 показывает, что увеличив температуру конденсации можно изменить положение точки пинча, и, тем самым, увеличить потенциал рекуперации тепла. С использованием программы UniSim Design была построена модель холодильной машины с дополнительным сжатием (рис. 4). Это позволило получить потоковые данные для дальнейшего анализа по улучшению тепловой интеграции аммиачного холодильного цикла супермаркета в тепловую сеть. Данные технологических потоков, которые могут быть включены в тепловую интеграцию, представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Данные технологических потоков для системы с дополнительным компримированием

№	Название	Тип	TS, °C	TT, °C	G, т/ч	C, кДж/(кг·°C)	г, кДж/кг	CP, кВт/°C	ΔH, кВт
1	Охлаждение аммиака 1 ст.	Гор.	125	30	3,194	3,250		2,883	273,93
2	Охлаждение аммиака 2 ст.	Гор.	111	60	3,194	4,275		3,793	193,44
	Конденсация аммиака	Гор.	60	60	3,194		986,2		874,98
	Охлаждение жидкого аммиака	Гор.	60	20	3,194	4,935		4,378	175,14
3	Подогрев воды	Хол.	15	60	15,000	4,190		17,458	785,63
4	Подогрев воздуха	Хол.	10	30	50,000	1,005		13,958	279,17
5	Воздух для тепловых завес	Хол.	10	55	25,000	1,005		6,979	314,06

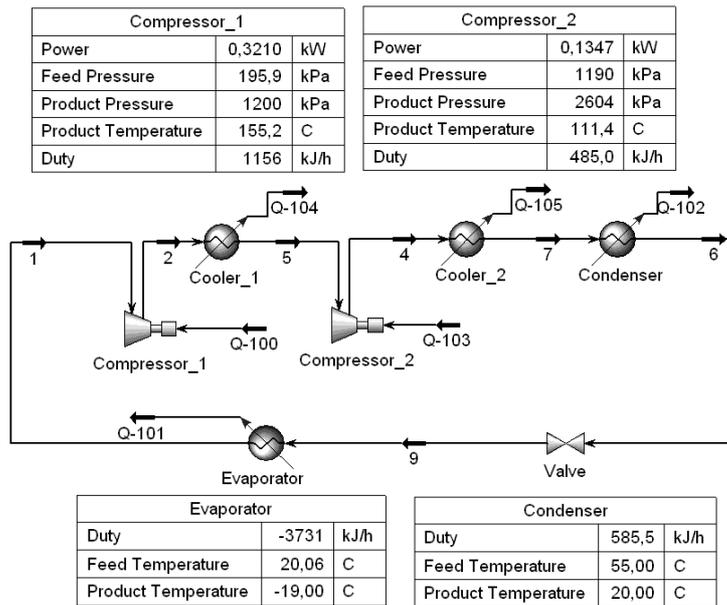


Рисунок 4 – UniSim модель амміачної холодильної машини з додатковим компримованим

Для вибору мінімальної різниці температур в системі теплообмінників були побудовані залежності вартості теплообмінної поверхні, вартості енергоносітелей і загальної приведенної вартості від ΔT_{\min} (рис. 5). Крива загальної приведенної вартості має мінімум при $\Delta T_{\min} = 23 \text{ }^\circ\text{C}$. На ділянці кривої від $\Delta T_{\min} = 17 \text{ }^\circ\text{C}$ до $\Delta T_{\min} = 27 \text{ }^\circ\text{C}$ загальна приведенна вартість змінюється незначально. При цьому витрати на енергоносії будуть нижчі при $\Delta T_{\min} = 17 \text{ }^\circ\text{C}$. Наявність мінімуму на кривій приведенної вартості енергії (крива 1, рис. 5) пояснюється пороговим характером складових кривих [11]. Для порогових завдань, як правило, ΔT_{\min} вибирається рівним ΔT порога. В нашому випадку це значення рівно $17 \text{ }^\circ\text{C}$. Відповідно, при виборі $\Delta T_{\min} = 17 \text{ }^\circ\text{C}$ для проектування теплообмінної мережі, загальна вартість проекту буде близька до мінімальної і ΔT_{\min} буде відповідати порогу.

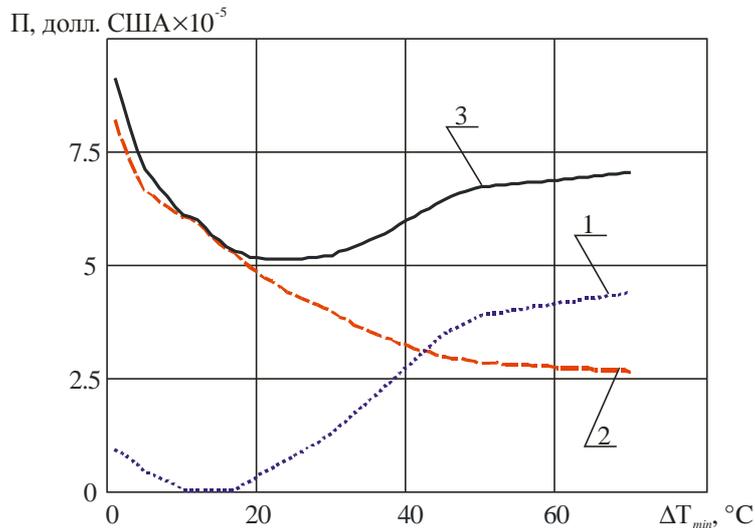


Рисунок 5 – Вартісні залежності
 1 – приведенна вартість енергоносітелей; 2 – приведенні капітальні витрати;
 3 – загальна приведенна вартість

Складові криві технологічних потоків з додатковим компримованим, побудовані для $\Delta T_{\min} = 17 \text{ }^\circ\text{C}$ показані на рис. 6. Видно, що рекуперація зростає до 1379 кВт, холодні утиліти знижуються до 139 кВт, а необхідність в гарячих утилітах спадає.

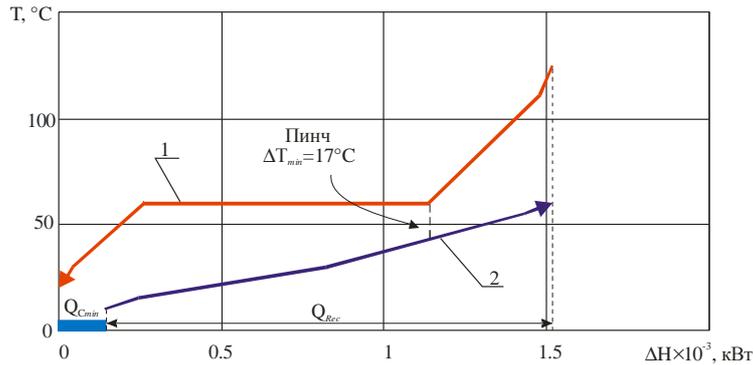


Рисунок 6 – Составные кривые процесса с дополнительным компримированием аммиака $\Delta T_{\min} = 17^\circ\text{C}$. 1 – горячая составная кривая; 2 – холодная составная кривая; $Q_{C\min} = 139$ кВт – холодная утилиты; $Q_{\text{Rec}} = 1379$ кВт – мощность рекуперации

Таким образом, применение дополнительного компримирования аммиака позволит удовлетворить потребности в нагреве всех холодных потоков системы горячими потоками, не используя утилит. Составные кривые также показывают локализацию точки пинча и его температуры. Далее необходимо оценить, будет ли экономически целесообразно использовать систему с дополнительным сжатием аммиака. Для этого построим сеточную диаграмму системы теплообменников (рис. 7).

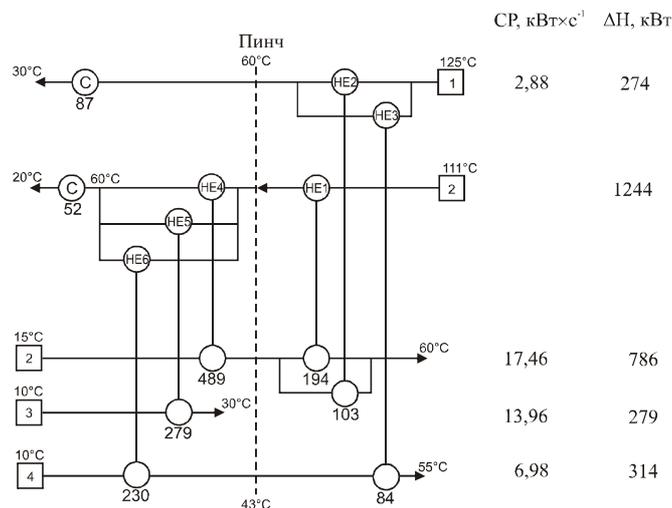


Рисунок 7 – Сеточная диаграмма системы потоков с дополнительным компримированием аммиака $\Delta T_{\min} = 17^\circ\text{C}$
 HE1-6 – рекуперативные теплообменные аппараты; C – холодильники; CP – потоковая теплоемкость;
 ΔH – потоковая энтальпия

Сеточная диаграмма состоит из 6 рекуперативных теплообменных аппаратов и двух утилитных холодильников. Общая площадь поверхности теплообмена дополнительного оборудования ориентировочно составит 377 м². Для работы схемы с дополнительным сжатием также необходима установка компрессора, который будет потреблять 135 кВт электрической энергии. Стоимость компрессора составит 50 000 долл. США. Стоимость теплообменного оборудования и стоимость энергоносителей аналогична расчетам схемы без дополнительного сжатия аммиака. При этом срок окупаемости проекта реконструкции схемы с использованием дополнительного компримирования потока аммиака составит 7 месяцев.

Заключение

Анализ работы аммиачного холодильного цикла супермаркета показал наличие возможности использования теплоты перегрева и конденсации потока аммиака. Это тепло может использоваться для подогрева воды и воздуха, что значительно сократит затраты на энергоносители. Применение дополнительного компримирования потока аммиака улучшает тепловую интеграцию, но для реализации такого проекта необходимы большие капитальные затраты. Однако экономическая оценка такого проекта реконструкции показывает его целесообразность.

Результаты данной работы могут быть использованы при реконструкции существующих и проектировании новых аммиачных холодильных циклов супермаркетов. При реализации таких проектов необходимо проводить дополнительный анализ систем энергопотребления, поскольку каждая из них обладает своим набором потоков и особенностями оборудования, а также технологическими ограничениями.

Благодарности

Работа выполнена при поддержке Европейской Комиссии проект INTHEAT (contract № FP7-SME-2010-1-262205).

Литература

1. Klemes̃ J. Handbook of water and energy management in food processing / Klemes̃ J., Smith R. Kim J.-K. – Cambridge: Woodhead Publishing Limited. 2008. – 1056 p.
2. Reay D.A. Heat pumps: design and applications / Reay D.A., Macmichael D.B.A. – Oxford: Pergamon Press. 1988.
3. Gorshkov V.G. Heat pumps. Analytical survey. / Gorshkov VG. – In: Handbook of industrial equipment. 2004. vol. 2. – p. 47–80
4. Korfitsen E. Ammonia high pressure heat pumps in food refrigeration applications / Korfitsen E., Kristensen A.P.R. – Int. J. Refrig. 1998; No. 21(3) – p. 212–218.
5. Kemp J.C. Pinch analysis and process integration. A user guide on process integration for the efficient use of energy / Kemp J.C. – Oxford.: Elsevier. 2007. – 396 p.
6. Smith R. Chemical process design and integration / Smith R. – Chichester.: John Wiley & Sons Ltd. 2005. – 688 p.
7. Смит Р. Основы интеграции тепловых процессов / Смит Р., Клемеш Й., Товажнянский Л.Л. и др. – Харьков.: НТУ «ХПИ». 2000. – 456 с.
8. Petro O. Kapustenko. Integration of heat pump into the heat supply system of cheese production plant / Petro O. Kapustenko, Leonid M. Ulyev, Stanislav A. Boldyryev, and others. – Energy. 2008. Vol. 33. No 6. – p. 882–889.
9. Щербин В.А. Холодильные станции и установки / Щербин В.А., Гинберг Я.И. – М.: Химия. 1976. – 376 с.
10. UniSim® Design software. <Ahpweb.honeywell.com/Cultures/en-US/Products/ControlApplications/simulation/ UniSimDesign/default.htm>.
11. Klemes J. Sustainability in the Process industry – Integration and Optimization / Klemes J., Friedler F., Bulatov I. and others. – New-York: McGraw-Hill. 2010. – 362 p.

Bibliography (transliterated)

1. Klemes̃ J. Handbook of water and energy management in food processing Klemes̃ J., Smith R. Kim J.-K. – Cambridge: Woodhead Publishing Limited. 2008. – 1056 p.
2. Reay D.A. Heat pumps: design and applications Reay D.A., Macmichael D.B.A. – Oxford: Pergamon Press. 1988.
3. Gorshkov V.G. Heat pumps. Analytical survey. Gorshkov VG. – In: Handbook of industrial equipment. 2004. vol. 2. – p. 47–80
4. Korfitsen E. Ammonia high pressure heat pumps in food refrigeration applications Korfitsen E., Kristensen A.P.R. – Int. J. Refrig. 1998; No. 21(3) – p. 212–218.
5. Kemp J.C. Pinch analysis and process integration. A user guide on process integration for the efficient use of energy Kemp J.C. – Oxford.: Elsevier. 2007. – 396 p.
6. Smith R. Chemical process design and integration Smith R. – Chichester.: John Wiley & Sons Ltd. 2005. – 688 p.
7. Smit R. Osnovy integracii teplovyh processov Smit R., Klemesh J., Tovazhnjanskij L.L. i dr. – Har'kov.: NTU «HPI». 2000. – 456 p.
8. Petro O. Kapustenko. Integration of heat pump into the heat supply system of cheese production plant Petro O. Kapustenko, Leonid M. Ulyev, Stanislav A. Boldyryev, and others. – Energy. 2008. Vol. 33. No 6. – p. 882–889.
9. Shherbin V.A. Holodil'nye stancii i ustanovki Shherbin V.A., Ginberg Ja.I. – М.: Himija. 1976. – 376 p.
10. UniSim® Design software. <Ahpweb.honeywell.com/Cultures/en-US/Products/ControlApplications/simulation/ UniSimDesign/default.htm>.

11. Klemes J. Sustainability in the Process industry – Integration and Optimization Klemes J., Friedler F., Bulatov I. and others. – New-York: McGraw-Hill. 2010. – 362 p.

УДК 621:662.6

Болдирев С.О., Клемеш І.Я., Товажнянський Л.Л., Капустенко П.О., Гарев А.О., Арсенєва О.П.

ІНТЕГРАЦІЯ АМІАЧНОГО ХОЛОДИЛЬНОГО ЦИКЛУ В ТЕПЛОВУ СИСТЕМУ БУДИНКІВ

В роботі наведено можливість використання низькопотенційного тепла аміачного холодильного циклу. Запропоновано проект інтегрованої теплообмінної системи для підігріву води та повітря для потреб муніципальних будівель. Розглянуто варіант підвищення тиску аміаку з допомогою компресора заради збільшення рекуперації теплової енергії. Наведено вибір мінімальної температурної різниці для системи теплообмінників. Розраховано економічну ефективність впровадження проекту системи рекуперації.

Boldyryev S.A., Klemes J.J., Tovazhnyansky L.L., Kapustenko P.O., Garev A.O., Arsenyeva O.P.

AMMONIA REFRIGERATION CYCLE INTEGRATION IN BUILDINGS HEATING SYSTEM

In this work the possibility of ammonia low potential heat utilization is investigated with use of process integration methodology. The two operation modes are considered. The first one is the use of ammonia gas superheating and partly ammonia condensation. The low condensation temperature of ammonia is limiting the low potential heat usage. The second option is introduction of ammonia additional compression to increase the temperature of ammonia condensation. The low potential heat consumers are the hot water supply system, air preheating system and air heating for the fans.

Коций В.А., Ведь В.Е., Пономаренко А.В.

ОПТИМИЗАЦИЯ СВОЙСТВ МНОГОКОМПОНЕНТНОЙ КЕРАМИКИ

Работа преследовала цель создать керамические носители каталитических преобразователей вредных газовых выбросов и определить энергоэффективную технологию и рациональный состав керамического материала на основе корунда, который может быть использован для создания носителей катализаторов любого сложного профиля. Кроме этого, работа предполагала определить возможности достоверного описания свойств высокотемпературных материалов при применении планирования экспериментов на многомерных симплексах и показать, что предлагаемый метод планирования можно использовать для изучения тенденции изменения функций отклика материалов при последовательном физическом воздействии на материалы, например, при изменении температуры.

Как известно [1], керамические материалы состояются на основе достаточно большого количества исходных компонентов. Поэтому варьирование исходными компонентами при подборе рациональных составов керамики представляет достаточно трудоемкий процесс. Применение на практике существующих методов планирования экспериментов показало, что ими можно получить оценку изменения входящих параметров на функции отклика. Однако, воспроизводимость результатов при незначительном воздействии на любую из независимых переменных является крайне низкой и с помощью традиционных методов невозможно описать одновременно взаимодействие многокомпонентных систем и графически представить зависимости их целевых свойств.

Для изучения свойств смесей при одновременном использовании нескольких компонентов наиболее оправданным является применение метода планирования экспериментов на основе симплексных решеток (метод Шеффе) [1]. Такое планирование экспериментов ставит своей целью аналитическое описание зависимостей непрерывными функциями, не имеющими разрыва производной. Традиционно этот метод применим при изучении трехкомпонентных систем. С целью изучения свойств смесей, составленных из более, чем трех компонентов, нами предлагается модификация известного метода планирования экспериментов, основанная на пространственном совмещении симплексных решеток посредством сочленения их одинаковых граней. Суть его заключается в том, что планы экспериментов расширяются путем введения в рассмотрение сколь угодно независимых переменных; при этом описываются свойства элементарных симплексов концентраций. Затем производят совмещение граней элементарных симплексов концентраций с учетом того, что свойства являются непрерывной функцией концентраций и не имеют разрывов производных в областях, прилегающих к граням. Это является справедливым, поскольку переходы от граней симплексов к их поверхностям не имеют разрывов производных. При этом факторное пространство представляется набором совмещенных правильных симплексов 69 концентраций.

Экспериментами преследовалась цель получения керамического материала на основе корунда, который обладал бы высокими прочностными характеристиками и возможно низкой открытой пористостью, формируя свою структуру при минимальной температуре.

Поскольку экспериментами предусматривалась возможность проведения оценки целесообразности применения такого метода планирования экспериментов путем определения изменений воспроизведения показателей функций отклика при температурном воздействии на входящие переменные, то по планам были составлены и изготовлены керамические смеси для полусухого прессования при удельном давлении 12,5 МПа в виде образцов размером 20×20×20 мм, которые в дальнейшем термообработывались при температурах 1 100, 1 200 и 1 300 °С с выдержкой в течение 2 часов. По стандартным методикам была определена открытая пористость (П, %).

Обладающий высокими диэлектрическими свойствами корунд – плавный $\alpha - Al_2O_3$ являлся основой проектируемого материала. Использовались две фракции корунда: 0,5–1,5 мм (обозначенная независимой переменной x_1), и вибромолотый порошок с преобладающим размером зерен в 2 мкм (обозначенный также в натуральном масштабе как переменная x_2). В качестве инертного заполнителя использовали Часов-ярский шамот фракции 0,2–1,0 мм (x_3). Связующим компонентом (связующее инертных частей смесей) служила Часов-ярская глина, которая вводилась во все составы в количестве 15 % (масс.) сверх 100 %. С целью формирования разрабатываемых составов при возможно более низкой температуре, т.е. для лучшего спекания композиций, глину использовали в качестве четвертой переменной – x_4 .

Составы материалов, выраженных в натуральном масштабе посредством независимых переменных x_1 , x_2 , x_3 и x_4 были переведены в кодированные переменные z , соответственно z_1 , z_2 , z_3 , и z_4 , зна-

чения которых изменялись в пределах от 0 до 1.

Были составлены планы экспериментов на элементарных симплексах концентраций, которые показали, что при использовании разработанного метода планирования сокращается число экспериментальных точек с 60, как при использовании симплексных решеток типа $\{3, 4\}$, до 34.

Для получения математических моделей свойств смесей нами разработан алгоритм, который использует принцип «черного ящика», имеющего входные и выходные параметры. В результате работы данного алгоритма по собранной экспериментальной информации определяется индивидуальное состояние свойства смеси в виде матрицы функций Φ_j от физических значений измеряемых входных параметров \bar{U}_i для описания вектора измеряемых физических значений выходных параметров \bar{y}_j

$$\bar{y}_j = \Phi_j(\bar{U}_i), \quad (1)$$

где $i = \overline{1, n}$ – номер входного параметра; $j = \overline{1, m}$ – номер выходного параметра.

Таким образом, выходной параметр \bar{y}_j можно представить с помощью полинома с постоянными коэффициентами C_j и описаниями аппроксимирующих функций $\Phi_{j,\beta}$ следующей формулой

$$y_j = \sum_{\beta=1}^N C_{j,\beta} \cdot \Phi_{j,\beta}(\bar{U}_i), \quad (2)$$

где N – количество членов полинома; β – номер коэффициента и соответствующего описания аппроксимирующей функции.

Из формулы (2) следует, что для определения неизвестных C_j необходимо провести минимум N измерений значений выходного параметра в изучаемой области изменения независимых переменных, по которым проводится аппроксимирующая поверхность.

Для вычисления $C_{j,\beta}$ в алгоритме используется метод наименьших квадратов, в котором в качестве критерия близости функций используется показатель: сумма квадратов отклонений между известными значениями исследуемой функции и соответствующими значениями аппроксимирующей функции должна быть минимальной

$$\sum_{\beta=1}^N (y_j - \bar{y}_j)^2 = \min. \quad (3)$$

По разработанному алгоритму вычисляются так же фактические значения среднеквадратической погрешности аппроксимации.

При решении системы линейных алгебраических уравнений методом наименьших квадратов при проверке алгоритма использовался метод Гаусса с выбором главного элемента по всей матрице.

Адекватность полученных математических моделей определялась согласно t -распределению Стьюдента.

Элементарные симплексы концентраций по изученному показателю открытой пористости имеют следующий вид (рис. 1).

Совмещение элементарных симплексов соответствующими гранями привело к получению проекции 4-х мерного симплекса концентраций на плоскость (рис. 2).

Поскольку процедура составления проекции четырехкомпонентного симплекса концентраций на плоскость вытекает из изложенного, то вид элементарных симплексов концентраций открытой пористости образцов, обожженных при температуре 1 200°C и 1 300°C, не приводится. Проекция четырехкомпонентного симплекса концентраций образцов, обожженных при температурах 1 200°C и 1 300°C приведены на рис. 3 и 4.

Открытая пористость образцов является функцией плотности укладки зерен различных размеров в заданном объеме. Сравнение данных, приведенных на рис. 2, 3 и 4 показывает, что существует определенная схожесть в тенденциях последовательности изменения открытой пористости образцов, обожженных при различных температурах. Это указывает на то, что в исследованных композициях, в первую

очередь, происходит формирование их структуры, определяемое законами создания определенного каркаса образцов путем размещения крупных зерен исходных пресспорошков и укладкой между ними мелких фракций.

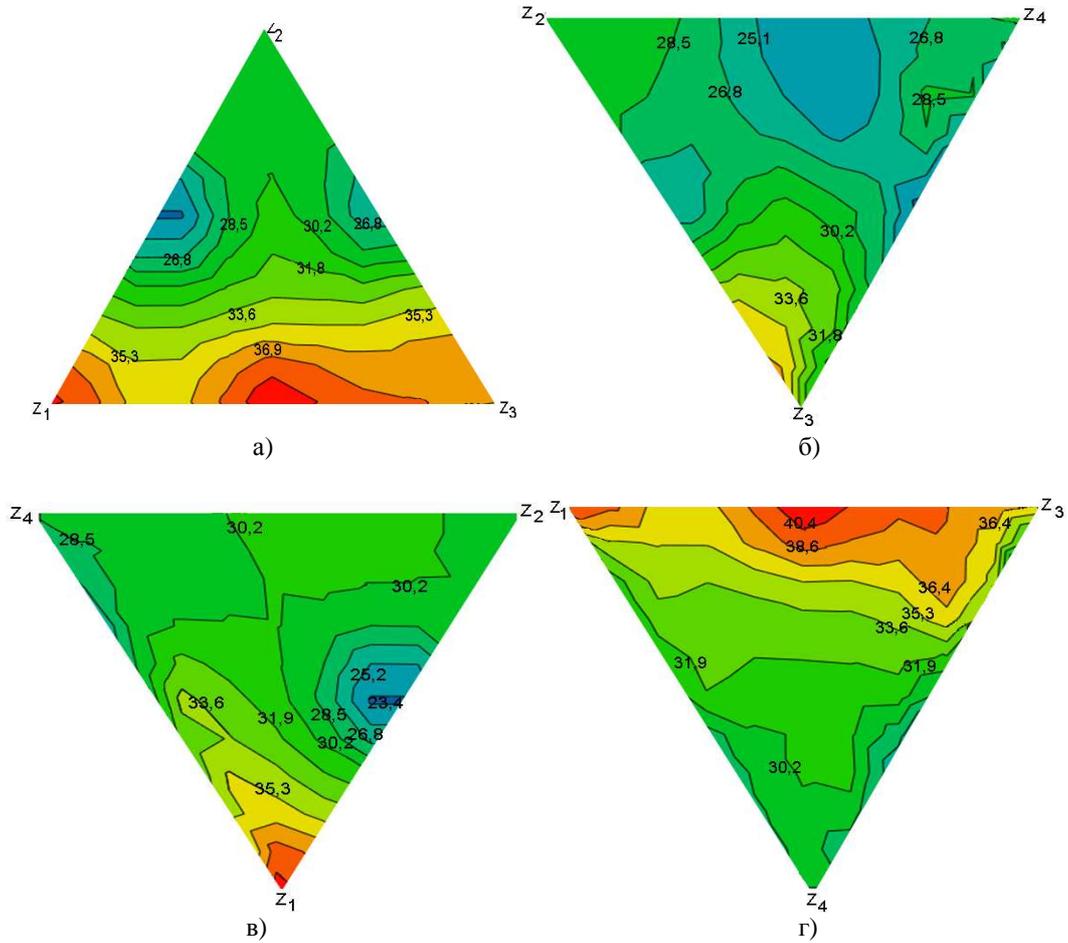


Рисунок 1 – Эквидистантные линии на симплексах открытой пористости образцов обожженных при температуре 1 100°С: симплекс а) образован переменными z_1 , z_2 и z_3 ; симплекс б) образован переменными z_2 , z_3 и z_4 ; симплекс в) образован переменными z_1 , z_2 и z_4 ; симплекс г) образован переменными z_1 , z_3 и z_4

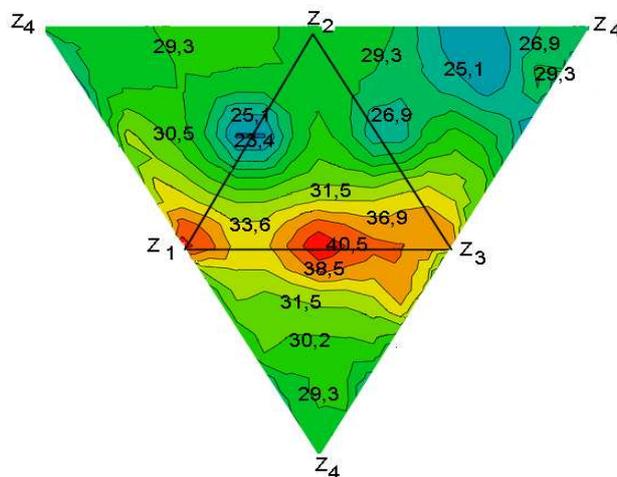


Рисунок 2 – Показатели открытой пористости образцов, обожженных при 1 100°С, как проекции четырехкомпонентного симплекса концентраций на плоскость

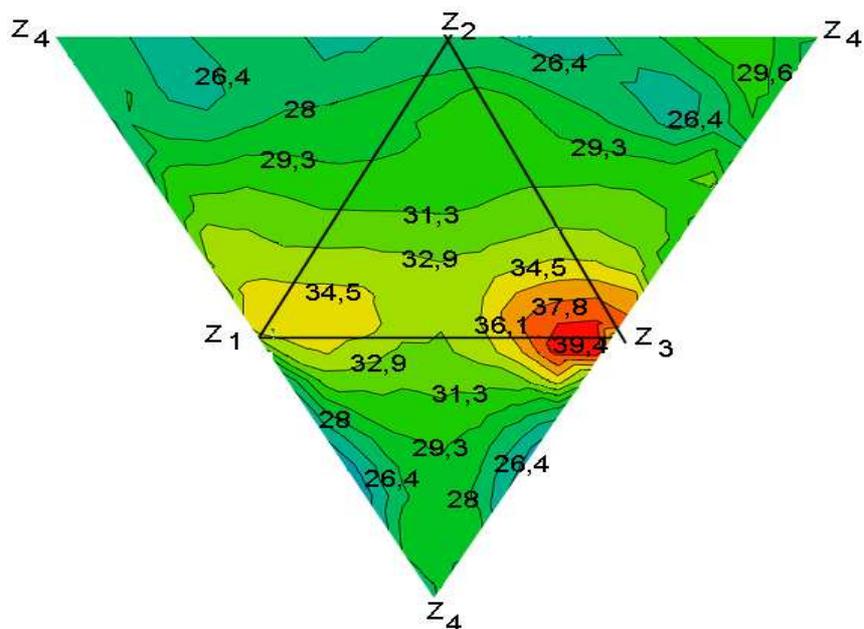


Рисунок 3 – Показатели открытой пористости образцов, обожженных при 1 200°C, как проекции четырехкомпонентного симплекса концентраций на плоскость

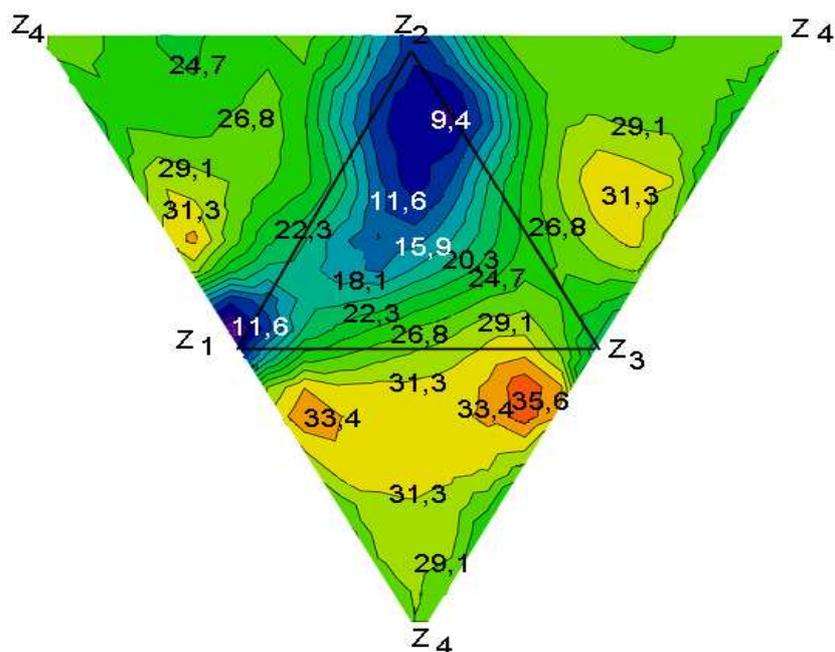


Рисунок 4 – Показатели открытой пористости образцов, обожженных при 1 400°C, как проекции четырехкомпонентного симплекса концентраций на плоскость

Процессы спекания приводят к уплотнению структуры образцов и уменьшению их открытой пористости. Естественно, что повышение температуры обжига образцов приводит к интенсификации процессов спекания исходных смесей, протекающих полнее при соответствующем повышении температуры, на что указывает последовательное уменьшение открытой пористости композиций при каждом последующем повышении температуры обжига. Спекание приводит к определенным изменениям общей картины изменения этого показателя, поскольку оно определяется влиянием мелкой фракции корунда и глины. В процессы спекания легче вовлекается зернистая часть корунда, чем шамот, проявляющий определенную инертность к этому процессу как под влиянием глины, так и дисперсного Al_2O_3 .

В целом, приведенное позволяет заключить, что предложенная модификация известного метода планирования экспериментов позволяет: получать модели свойств многокомпонентных систем, дающие возможность проектировать на плоскость многомерные симплексы концентраций; наглядно представлять свойства многопараметрических систем; значительно уменьшить число экспериментальных точек, необходимых для получения моделей свойств многопараметрических систем по традиционным матрицам планирования экспериментов; наглядно изучать тенденции изменения функций отклика материалов при последовательном физическом воздействии на материалы.

Литература

1. Адлер Ю.П., Маркова Е.В., Грановский Ю.В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. – Наука, 1971. – 283 с.

Bibliography (transliterated)

1. Adler Ju.P., Markova E.V., Granovskij Ju.V. Planirovanie jeksperimenta pri poiske optimal'nyh uslovij. – Nauka, 1971. – 283 p.
УДК 666.7

Кошій В.А., Ведь В.С., Пономаренко Г.В.

ОПТИМІЗАЦІЯ ВЛАСТИВОСТЕЙ БАГАТОКОМПОНЕНТНОЇ КЕРАМІКИ

Запропонована модифікація відомого методу планування експериментів, яка дозволяє отримувати моделі властивостей багатоконпонентних систем, котрі дають можливість проектувати на площину багатомірні симплекси концентрацій.

Koshchey V.A., Ved V.E., Ponomarenko G.V.

OPTIMIZATION OF PROPERTIES OF MULTICOMPONENT CERAMICS

Modification of the well-known method of experiments planning which allows receiving models of the properties of multicomponent systems was proposed. This method makes it possible to design multi-dimensional simplexes to the plane of concentrations.

УДК 621.05

Крутиков Г.А., Стрижак М.Г.

УЛУЧШЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ И ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПНЕВМОАГРЕГАТОВ ЗА СЧЁТ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОГО РЕЖИМА ТОРМОЖЕНИЯ РАБОЧЕГО ОРГАНА

Введение. Наиболее актуальными задачами при широкомасштабном использовании пневматики в современных производствах является расширение области её применения в сторону существенного увеличения инерционных нагрузок, а также необходимость в сопряжении пневматики с современными микропроцессорными средствами управления. При решении этих задач традиционные способы торможения, основанные на использовании встроенных и внешних тормозных дросселей, гидро- и пневмодемпферов, емкостей оказываются малоприспособными из-за отсутствия эксплуатационной гибкости и неспособности обеспечить безударное срабатывание пневмоагрегата (ПА) при больших инерционных нагрузках. Кроме того, при использовании традиционных способов торможения процесс торможения (управления) никогда не увязывался с возможностью эффективного энергосбережения.

Цель работы. Разработка новых способов и схем торможения в наибольшей степени пригодных для компьютерного управления, способных существенно расширить область эксплуатации в сторону больших инерционных нагрузок, а также осуществить более эффективное использование работоспособности сжатого воздуха.

Основное содержание. Для решения поставленных задач необходимо внедрение новых радикальных и надёжных способов торможения и позиционирования, способных не только обеспечить безударное срабатывание ПА с большой инерционной нагрузкой, но и добиться эффективного энергосбережения. Такими способами торможения являются способы, основанные на *изменении структуры коммутационных связей*.

При торможении путём изменения структуры коммутационных связей тормозной эффект создаётся за счёт перекрытия выхлопной полости, либо за счёт подачи в выхлопную полость воздуха из питающей магистрали. Если учесть, что в этом режиме и рабочая полость может менять объект подключения (переключаться на атмосферу, на другой уровень давления, заглушаться и т.д.), то возникает целый ряд высокоэффективных способов торможения.

Классификацию и индексацию схем торможения проведём в соответствии с состоянием коммутационных трактов в исходном состоянии и при торможении.

Уровень начального перепада давления на поршне (т.е. коммутация полостей цилиндра при фиксации рабочего органа) обозначается в индексе схемы первой римской цифрой (I – с начальным перепадом $p_M - p_A$, удерживающим поршень в крайнем положении; II – без начального перепада с атмосферным давлением в полостях цилиндра $p_A - p_A$; III – с уменьшенным перепадом давления $p_K - p_A$; IV – без начального перепада давления с магистральным давлением в полостях цилиндра $p_M - p_M$).

Варианты коммутации выхлопной полости в период торможения обозначаются в индексе схемы второй арабской цифрой 1, 2, 3, 4, а варианты коммутации рабочей полости рабочего органа (РО) в период торможения обозначаются в индексе схемы третьей буквой *a, б, в, г*.

Все варианты коммутаций в режиме торможения в соответствии с такой нумерацией для случая максимального начального перепада давления (индекс I) даны в таблице 1. Аналогичная таблица получается для вариантов исходного состояния с индексами II, III, IV.

Наиболее рациональный вариант схемы торможения транспортного ПА необходимо выбирать по следующим критериям: времени срабатывания ПА (τ), относительной массе сжатого воздуха, потреблённого в процессе одного срабатывания ПА (\bar{M}), эффективности использования сжатого воздуха (осреднённый за цикл КПД – η_{cp}), степени сжатия воздуха в тормозной полости (σ_{2M}), максимальному ускорению в период торможения ($\ddot{\xi}_M$); стоимости реализации данного способа торможения (c_m), возможности регулирования режима торможения без изменения тормозного пути.

Для объективного сравнения разных схем торможения необходима разработка универсальной математической модели с выделением основных критериев динамического подобия.

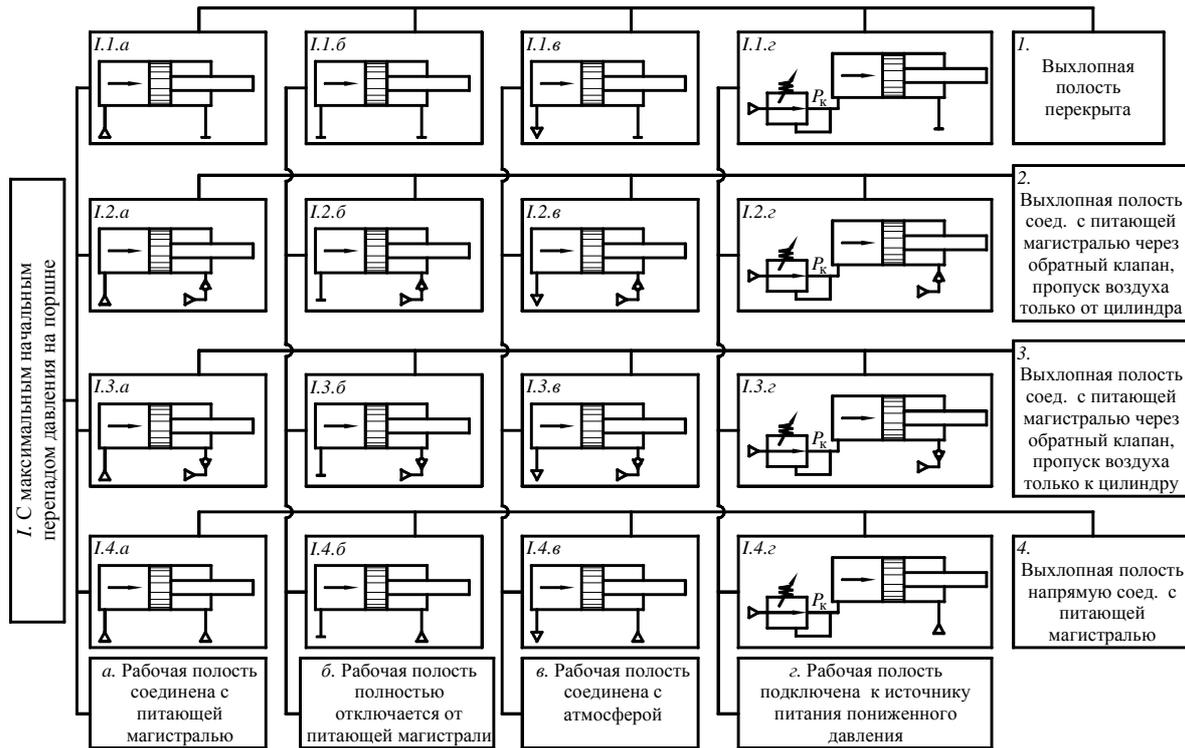
Для оценки схемы ПА в энергетическом отношении будем пользоваться понятием удельной работоспособности сжатого воздуха (l_p) на входе в ПА [2]. Удельная работоспособность l_p – это та часть удельной работы сжатия, произведённой над газом в компрессоре, которая в дальнейшем может быть использована для выполнения механической работы. Анализ процессов сжатия в $T - S$ координатах пока-

зважає, що незалежно від характеру термодинамічного процесу в компресорі удельну работоспособність повітря після ізобарного охолодження в холодильнику компресора в ресивері можна визначити по вираженню:

$$l_p = RT_M \ln(p_M/p_A), \quad (1)$$

де T_M і p_M – абсолютна температура і тиск повітря в магістралі після ресивера; p_A – атмосферне тиск.

Таблиця 1 – Варіанти комутації полостей ПА в фазі торможения



При таком подходе все тепловые потери между компресором и входом в ПА относятся к КПД компресора, а удельная работоспособность рассматривается как удельная работа в идеальном компресоре при изотермическом сжатии.

Енергія сжатого воздуха, потребляемая в процессе одного срабатывания:

$$E = RT_M \ln\left(\frac{1}{\sigma_A}\right) \int_0^{t_{cp}} G dt \approx f_{1\text{Э}} p_M \sqrt{kRT_M} \ln\left(\frac{1}{\sigma_A}\right) \int_0^{t_{cp}} \varphi\left(\frac{p_1}{p_M}\right) dt, \quad (2)$$

где G – массовый расход воздуха; $f_{1\text{Э}}$ – эффективная площадь впускной пневмолинии; $\sigma_A = (p_A/p_M)$; t_{cp} – время срабатывания ПА с учётом подготовительного периода; k – показатель политропы.

$$\varphi\left(\frac{p_1}{p_M}\right) = \begin{cases} \sqrt{\frac{2}{k-1} \left[\left(\frac{p_1}{p_M}\right)^{\frac{2}{k}} - \left(\frac{p_1}{p_M}\right)^{\frac{k+1}{k}} \right]} & \text{при } 0,528 \leq \frac{p_1}{p_M} \leq 1; \\ 0,579 & \text{при } 0 < \frac{p_1}{p_M} < 0,528. \end{cases}$$

Если проинтегрируем уравнение движения поршня, то получим:

$$F_1 \int_0^{t_{cp}} p_1 v dt = F_2 \int_0^{t_{cp}} p_2 v dt + \int_0^{t_{cp}} m v \frac{dv}{dt} dt + \int_0^{t_{cp}} P v dt, \quad (3)$$

где F_1 и F_2 – площади поршня со стороны нештоковой и штоковой полости; p_1 и p_2 – давления в нештоковой и штоковой полостях; v – скорость поршня; m – масса подвижных частей привода, приведенная к штоку; P – нагрузка на поршень.

Стоящий слева член представляет собой полную внешнюю работу, совершаемую сжатым воздухом в рабочей полости. Первый член справа – внешняя работа выталкивания воздуха из выпускной полости. При постоянной силе сопротивления P на поршне последний член в выражении (3) равен PL (где L –

ход поршня). Интеграл $\int_0^{t_{cp}} m v \frac{dv}{dt} dt$, который идентичен кинетической энергии, для ПА с полным тормо-

жением поршня к концу хода равен нулю. Но для оценки степени энергетического совершенства схемы ПА, для которого перемещение транспортируемой массы из одной точки пространства в другую является основной функцией, такой подход не отражает эффективности использования энергии сжатого воздуха в ПА. Будем оценивать степень энергетического совершенства ПА по осреднённому значению КПД η_{cp} .

Для этого в качестве полезной работы кроме величины PL будем учитывать осредненную за цикл кинетическую энергию подвижных частей привода:

$$T_{кин.ср} = \frac{m}{2t'_{cp}} \int_0^{t_{cp}} v^2 dt, \quad (4)$$

где t'_{cp} – время движения поршня из начального положения в конечное.

$$\eta_{cp} = \frac{\frac{m}{2t'_{cp}} \int_0^{t_{cp}} v^2 dt + PL}{f_{1\Delta} p_M \sqrt{kRT_M} \ln \left(\frac{1}{\sigma_A} \right) \int_0^{t_{cp}} \varphi \left(\frac{p_1}{p_M} \right) dt} \quad (5)$$

или с использованием безразмерных параметров:

$$\eta_{cp} = \frac{\frac{\beta}{2\tau'_{cp}} \int_0^{\tau'_{cp}} \xi^2 d\tau + \chi}{\ln \left(\frac{1}{\sigma_A} \right) \int_0^{\tau'_{cp}} \varphi(\sigma_1) d\tau}, \quad (6)$$

где $\beta = \frac{ML}{p_M F_1 t_6^2}$ – критерий инерционности (безразмерная масса) – отношение силы инерции при базовом

ускорении L/t_6^2 к максимальной силе, развиваемой поршнем $F_1 P$; $t_6 = \frac{F_1 L}{f_{1\Delta} a_M}$ – базовая единица време-

ни, численно равная времени заполнения рабочей полости цилиндра средой, движущейся со скоростью звука $a_M = \sqrt{kRT_M}$ через отверстие, равное эффективной площади $f_{1\Delta}$ впускного тракта; $\tau = t/t_6$ – безразмерное время; $\sigma_1 = p_1/p_M$; $\chi = P/(p_M F_1)$ – параметр статической нагрузки; $\xi = \chi/L$ – текущая безразмерная координата поршня.

Таким образом, осреднённый КПД ПА можно рассчитывать в ходе общего процесса численного интегрирования исходной системы уравнений в безразмерной форме, полученных на основе уравнений теплового баланса [1]:

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_1}{d\tau} &= \frac{k}{\xi_{01} + \xi} \left[\varphi(\sigma_1) - \sigma_1 \frac{d\xi}{d\tau} \right]; \\ \frac{d\sigma_2}{d\tau} &= \frac{k}{1 + \xi_{02} - \xi} \left[\frac{\Omega \sigma_2^{2k}}{\prod_{21}^F} \varphi\left(\frac{\sigma_A}{\sigma_2}\right) - \sigma_2 \frac{d\xi}{d\tau} \right]; \\ \frac{d\xi}{d\tau} &= \dot{\xi}; \\ \frac{d\dot{\xi}}{d\tau} &= \frac{1}{\beta} \left[\sigma_1 - \prod_{21}^F \sigma_2 - \chi \right]; \\ \frac{dY}{d\tau} &= \frac{\beta \dot{\xi}}{2}; \quad \frac{d\bar{M}}{d\tau} = \varphi(\sigma_1), \end{aligned} \tag{7}$$

где ξ_{01} и ξ_{02} – безразмерные начальные координаты поршня в крайнем левом и правом положениях; $\prod_{21}^F = F_2/F_1$; $\Omega = f_{2\varnothing}/f_{1\varnothing}$.

Первые четыре уравнения системы (7) являются математической моделью типового двустороннего ПА [1], позволяющей найти такие параметры состояния ПА, как безразмерные давления в полостях σ_1 и σ_2 , безразмерный путь ξ и скорость $\dot{\xi}$ поршня. Два последних уравнения необходимы для определения КПД.

После завершения ПА цикла срабатывания и получения на основании численного интегрирования значений τ'_{cp} , Y и \bar{M} определяют η_{cp} привода:

$$\eta_{cp} = \frac{Y/\tau'_{cp} + \chi}{\bar{M} \ln(1/\sigma_A)}, \tag{8}$$

где \bar{M} – относительная масса сжатого воздуха, потреблённого ПА;

$$\bar{M} = \frac{M}{F_1 L \rho_M} = \int_0^{\tau_{cp}} \varphi(\sigma_1) d\tau, \tag{9}$$

где M – абсолютная масса воздуха, потреблённого ПА; ρ_M – плотность воздуха при его параметрах в питающей магистрали.

Величина \bar{M} численно равна отношению массы сжатого воздуха, потреблённого ПА в процессе полного срабатывания, к массе сжатого воздуха, необходимой для заполнения рабочего объёма пневмоцилиндра до давления, равного давлению воздуха в питающей магистрали (полное заполнение). Таким образом, система уравнений (7), дополненная и расширенная путём введения новых переменных Y и \bar{M} , позволяет получить в процессе её интегрирования необходимые для оценки энергетических характеристик параметры.

На рис. 1 представлены 10 наиболее характерных схем ПА с торможением за счёт изменения структуры коммутационных связей из 64 возможных вариантов, отражённых в табл. 1.

Для систематизации расчётов на ЭВМ результаты расчёта сведены в табл. 2, где в первой графе даётся индекс схемы, а в последующих графах даны основные динамические и энергетические параметры (τ , \bar{M} , η_{cp} , σ_{2M} , $\ddot{\xi}_M$, c_m) оговоренные выше. Расчёт проведен при одинаковых для всех схем условиях функционирования ($\beta = 5, \chi = 0,1$), что соответствует большой инерционной нагрузке.

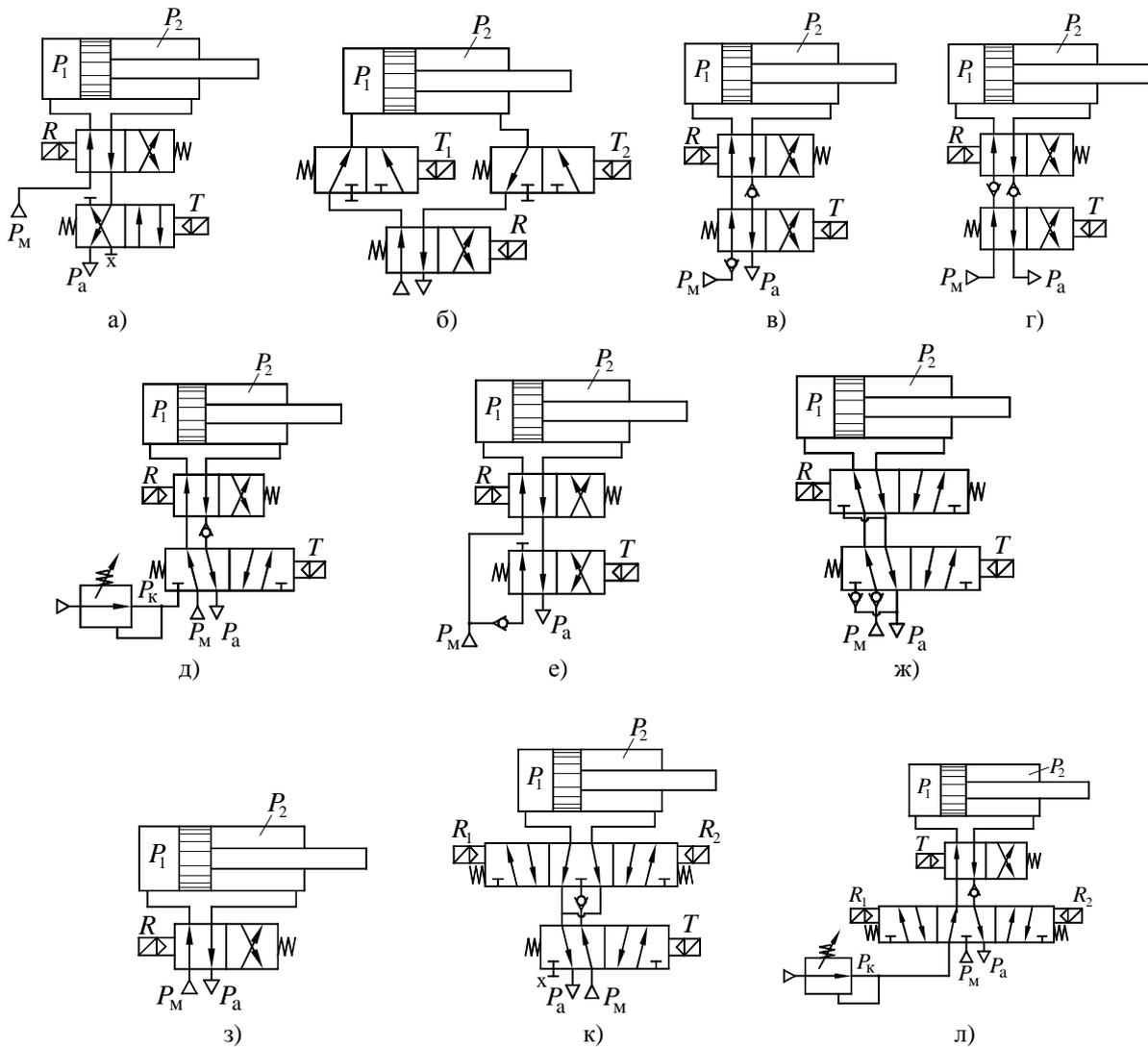


Рисунок 1 – Некоторые схемы при которых осуществляется эффективное торможение ПА (а – I.1.a, б – I.1.б, в – I.2.в, г – I.2.б, д – I.2.г, е – I.3.a, ж – I.3.б, з – I.4.в, к – II.1.б, л – II.2.г)

Для объективного выбора рациональной схемы торможения каждой схеме по всем показателям, предложенным в табл. 2, дана оценка в баллах (цифра под чертой). Схеме, имеющей наилучший показатель по какому-либо параметру, присвоена по этому параметру максимальная десятибалльная оценка. Остальным схемам присвоена более низкая оценка пропорционально ухудшению этого параметра. Коэффициент весомости каждой оценки определяется методом экспертных оценок [3]. Например, для транспортного ПА экспертная оценка коэффициентов весомости составляет: для τ – $k_\tau = 1,0$; для \bar{M} – $k_M = 0,95$; для η_{cp} – $k_\eta = 0,9$; для ξ_M – $k_{\xi_M} = 0,7$; для σ_{2M} – $k_\sigma = 0,6$; для c_m – $k_{c_m} = 0,3$.

На основании этой информации подсчитывается комплексный показатель технического уровня К (сумма составленная из произведений коэффициентов весомости каждого показателя на оценку этого показателя).

$$K = k_\tau \cdot B_\tau + k_M \cdot B_M + k_\eta \cdot B_\eta + k_{\xi_M} \cdot B_{\xi_M} + k_\sigma \cdot B_\sigma + k_{c_m} \cdot B_{c_m}. \quad (10)$$

Схемы с индексом б и г отличаются от остальных (а и в) неполным заполнением рабочей полости сжатым воздухом, что обеспечивает расширение поданного в рабочую полость воздуха. Действительно,

удельная работоспособность сжатого воздуха состоит из двух компонент [2]: транзитной работоспособности (работы проталкивания) и потенциальной энергии сжатия (т.е. изотермического расширения):

$$l_p = RT_M \ln \frac{p_M}{p_A} + U + \frac{RT_M}{p_M} (p_M - p_A). \quad (11)$$

где U – удельная потенциальная энергия сжатия, которая может быть полностью реализована лишь при расширении по изотерме сжатого воздуха; $RT_M (p_M - p_A) / p_M$ – удельная работа проталкивания (транзитная работоспособность).

Таблица 2 – Основные показатели различных схем торможения

№ п/п	Индекс схемы	τ	\bar{M}	η_{cp}	ξ_{Σ}	σ_{2M}	c_m	Регул. торм. без изм. торм. пути	К
1	I.1.a	<u>7,4</u>	<u>1,15</u>	<u>0,122</u>	<u>0,325</u>	<u>4,14</u>	<u>2</u>	–	16,3
		9,0	1,4	1,6	2,3	2,4	5		
2	I.1.б	<u>7,65</u>	<u>1,15</u>	<u>0,119</u>	<u>0,23</u>	<u>2,4</u>	<u>3</u>	–	17,1
		8,7	1,4	1,5	3,2	4,2	2,3		
3	I.1.в	<u>7,5</u>	<u>1,48</u>	<u>0,098</u>	<u>0,22</u>	<u>2,03</u>	<u>2,2</u>	–	17,8
		8,9	1,1	1,3	3,4	4,9	4,5		
4	I.2.б	<u>8,35</u>	<u>0,78</u>	<u>0,158</u>	<u>0,085</u>	<u>1</u>	<u>3,2</u>	–	25,1
		8,06	2,2	2	8,8	10	3,1		
5	I.2.г	<u>8,51</u>	<u>0,85</u>	<u>0,148</u>	<u>0,07</u>	<u>1</u>	<u>3,5</u>	+	25,2
		7,8	2,01	1,8	10	10	2,9		
6	I.3.a	<u>7,1</u>	<u>1,36</u>	<u>0,116</u>	<u>0,39</u>	<u>4,8</u>	<u>2,3</u>	–	15,8
		9,4	1,2	1,5	1,9	2,1	4,3		
7	I.3.б	<u>6,96</u>	<u>1,28</u>	<u>0,121</u>	<u>0,396</u>	<u>4,32</u>	<u>3,2</u>	–	15,9
		9,6	1,3	1,6	1,9	2,3	3,1		
8	I.4.в	<u>8,16</u>	<u>1,41</u>	<u>0,092</u>	<u>0,093</u>	<u>1</u>	<u>1</u>	–	24,9
		8,1	1,2	1,2	8	10	10		
9	II.1.б	<u>6,65</u>	<u>0,313</u>	<u>0,49</u>	<u>0,225</u>	<u>2,4</u>	<u>4</u>	–	26,3
		10	5,3	6,3	3,3	4,2	2,6		
10	III.2.г	<u>7,35</u>	<u>0,21</u>	<u>0,62</u>	<u>0,07</u>	<u>1</u>	<u>4,7</u>	+	38,67
		9,65	8,8	8,5	10	10	2,1		

Поэтому схемы с индексом б и г характеризуются более полным использованием работоспособности сжатого воздуха.

Наивысшим комплексным показателем технического уровня К обладает схема III.2.г, причём, большой отрыв этого показателя от аналогичных показателей для других схем, обеспечивается за счёт значительно более высоких по сравнению с другими схемами энергетических характеристик ($\bar{M} = 0,21$, $\eta_{cp} = 62\%$).

Карта управления пневмораспределителями, которая обеспечивает схеме III.2.г требуемый режим работы представлена в табл. 3.

Схема III.2.г работающая по этому алгоритму (табл. 3) обеспечивает потребление минимального количества сжатого воздуха и максимально возможное сокращение непроизводительной работы выталкивания воздуха из выхлопной полости.

Схемы I.2.г и III.2.г имеют кроме этого ещё одно существенное преимущество: возможность перенастройки режима торможения без изменения тормозного пути только за счёт настройки редукционного клапана. Это же свойство позволяет регулировать величину отрицательного ускорения при торможении,

что весьма существенно в целях предотвращения «пнеumoотскока» после отключения тормозного распределителя.

Таблица 3 – Карта управления электромагнитами распределителей для схемы III.2.2

Ситуация		Управляющие сигналы электромагнита		
		T	R ₁	R ₂
Ход напра- во	разгон РО	1	1	0
	торможение РО	1	0	1
	фиксация РО	1	0	0
Ход влево	разгон РО	0	1	0
	торможение РО	0	0	1
	фиксация РО	0	0	0

Схемы I.2.б I.2.2 имеют следующие достоинства:

- высокий тормозной эффект, создаваемый за счёт одновременного роста давления в тормозной полости и падения давления в рабочей полости;
- предохранение тормозной полости от высоких давлений за счёт возврата избытка воздуха в тормозной полости в сеть (рекуперация);
- ограничение ускорения при торможении и возможность создания плавного равнозамедленного режима торможения, причём для схемы I.2.2 появляется возможность регулировать величину этого ускорения;
- контролируемый и регулируемый импульс тормозного давления (в отличие от режима дроссельного торможения);
- неполное заполнение рабочего объёма сжатым воздухом, которое позволяет наряду с транзитной работоспособностью использовать и работу расширения сжатого воздуха;
- вторым источником улучшения энергетических характеристик является рекуперация в сеть сжатого воздуха из тормозной полости.

Наиболее рациональная с точки зрения минимизации энергозатрат схема III.2.2 кроме перечисленных выше преимуществ имеет:

- минимальные затраты сжатого воздуха на фиксацию поршня в конечном положении;
- минимизацию непроизводительной работы выталкивания воздуха из выхлопной полости.

Сравнительные энергетические характеристики для четырёх рассмотренных схем (рис. 2) даны на рис. 3 и свидетельствуют о возможности кардинального улучшения энергетической эффективности ПА за счёт выбора рациональной схемы торможения.

Кроме существенного улучшения энергетических характеристик необходимо отметить и довольно серьёзное расширение области использования пневмоагрегатов с торможением путём изменения структуры коммутационных связей в сторону увеличения инерционных нагрузок. Так переходные процессы на рис. 2, полученные при весьма значительных инерционных нагрузках ($\beta = 5$), свидетельствуют об обеспечении безударного срабатывания ПА даже в этом случае, тогда как область применения традиционного дроссельного торможения ограничена $\beta < 0,3$.

На рис. 4 показана осциллограмма переходного процесса в пневмоприводе продольного перемещения транспортёра автоматической линии 1ХАЛ78П, торможение которого осуществлялось по схеме I.2.2.

Основные параметры ПА: $D = 100$ мм, $L = 400$ мм, $f_{1Э} = 0,35 \cdot 10^{-4}$ м², $f_{2Э} = 0,245 \cdot 10^{-4}$ м², $m = 350$ кг, $P = 700$ Н, $p_M = 0,6$ МПа, $p_K = 0,3$ МПа, (давление настройки редуцированного клапана). Как видно из осциллограммы, на значительной части тормозного пути создаётся примерно постоянный перепад давления $p_2 - p_1$, что приводит к равнозамедленному режиму торможения. При этом характер изменения скорости близок к наиболее рациональному режиму – циклоидальному. Осциллограмма полностью подтверждает вывод о высокой эффективности предлагаемого способа торможения, который при сохранении высокого быстродействия ПА обеспечивает плавный режим торможения с заранее заданным ускорением даже при больших инерционных нагрузках.

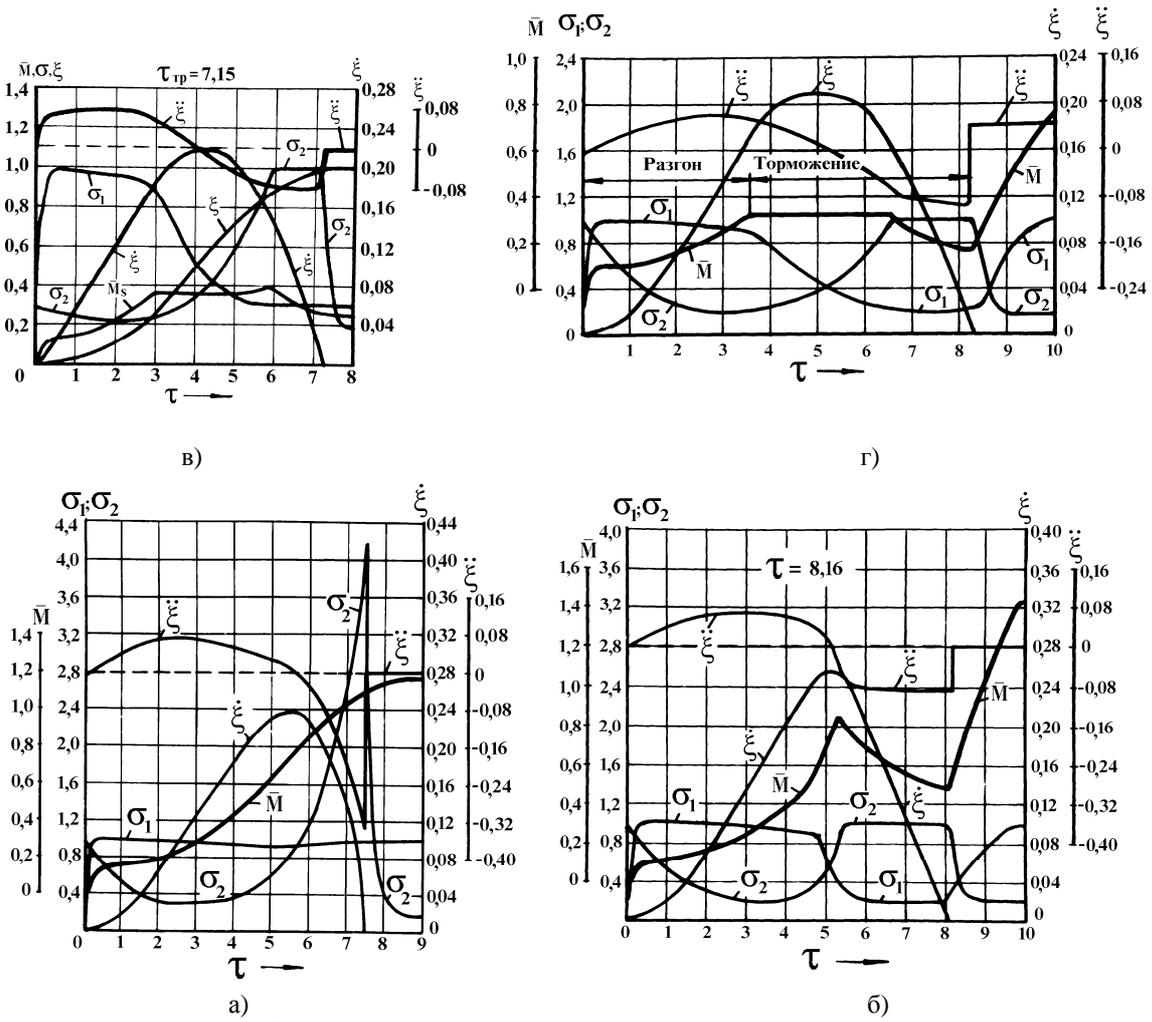


Рисунок 2 – Переходные процессы в безразмерной форме для некоторых схем из табл. 2 (а – I.1.б, б – I.4.в, в – I.2.б, г – III.2.з)

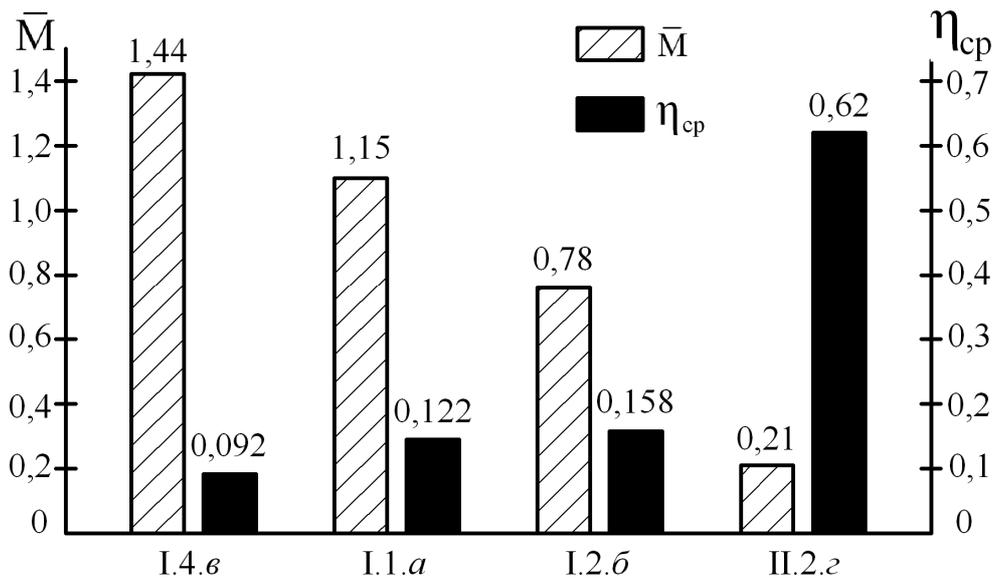


Рисунок 3 – Основные энергетические показатели разных схем торможения

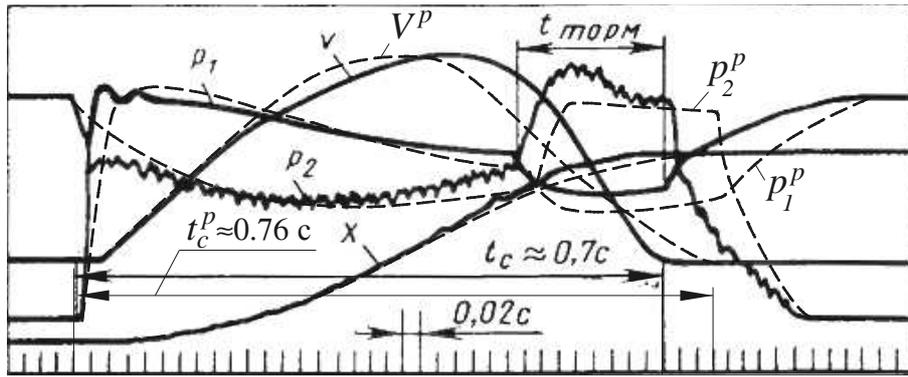


Рисунок 4 – Осциллограмма переходного процесса в пневмоприводе транспортера автоматической линии
(- - - расчетный переходный процесс)

Выводы. Большое преимущество торможения ПА за счёт изменения структуры коммутационных связей в том, что они, в отличие от схем традиционного дроссельного торможения, обеспечивают контролируемый и регулируемый импульс тормозного давления, характеризуются плавным равнозамедленным режимом торможения, что в конечном итоге позволяет расширить область эксплуатации ПА в сторону значительно больших инерционных нагрузок. Возможность обеспечения наиболее оптимальных коммутационных связей для каждой фазы движения (схема III.2.з) позволяет также кардинальным образом улучшить основные эксплуатационные характеристики ПА и, прежде всего, обеспечить эффективное энергосбережение.

Литература

1. Герц, Е.В. Расчёт пневмоприводов // Е.В. Герц, Г.В. Крейнин Справочное пособие. – М.: Машиностроение. – 1975. – 272 с.
2. Крутиков, Г. А. Определение степени энергетического совершенства пневмоприводов дискретного действия // Г.А. Крутиков Гидропривод и гидропневмоавтоматика. – Киев: Техніка. – 1985. – Вып. 21. – С. 82–86.
3. Функционально-стоимостной анализ пневматических приводов и устройств // Методические рекомендации для Минстанкопрома. Москва: ВНИИТЭМР. – 1986. – 58 с.

Bibliography (transliterated)

1. Gerc, E.V. Raschjot pnevmoprivodov E.V. Gerc, G.V. Krejnin Spravochnoe posobie. – M.: Mashinostroenie. – 1975. – 272 p.
2. Krutikov, G. A. Opredelenie stepeni jenergetičeskogo sovershenstva pnevmoprivodov diskretnogo dejstvija G.A. Krutikov Hidroprivod i gidropnevmoaavtomatika. – Kiev: Tehnika. – 1985. – Vyp. 21. – p. 82–86.
3. Funkcional'no-stoimostnoj analiz pnevmatičeskikh privodov i ustrojstv Metodicheskie rekomendacii dlja Minstankoproma. Moskva: VNIITJeMR. – 1986. – 58 p.

УДК 621.05

Крутіков Г.А., Стрижак М.Г.

ПОКРАЩЕННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИХ І ДИНАМІЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПНЕВМОАГРЕГАТИВ ЗА РАХУНОК ВИБОРУ РАЦІОНАЛЬНОГО РЕЖИМА ГАЛЬМУВАННЯ РОБОЧОГО ОРГАНА

Розглянуті способи гальмування, що ґрунтуються на зміні структури комутаційних зв'язків. Обрані найраціональніші способи на основі комплексного показника технічного рівня. Показано, що відібрані таким чином схеми дозволяють розширити область використання пневмоагрегатів у бік суттєвого збільшення інерційних навантажень, а також здійснити ефективне енергозбереження.

Krutikov G., Strizhak M.

**IMPROVING ENERGY AND DYNAMIC CHARACTERISTICS BY CHOICE PNEUMATIC UNITS
MANAGEMENT BODY BRAKING MODE**

The methods of braking based on the change in the structure of the commutation relations were considered. Selected on the basis of rational ways to the complex index of technological level. It is shown that the scheme selected in this way can extend the use of pneumatic units toward a substantial increase in the inertial loads, as well as implement effective energy conservation.

Некрасов П.О., Данилова Л.А.

ІНТЕНСИФІКАЦІЯ ОЛІЄДОБУВАННЯ ІЗ М'ЯТКИ НАСІННЯ СОНЯШНИКА ФЕРМЕНТАТИВНИМ МЕТОДОМ

У традиційній технології для руйнування клітинних структур у рослинній сировині використовують механічну та вологотеплову обробку, після чого шляхом пресування виділяють сиру харчову олію. Залишкову олію добувають зі шроту екстракцією вуглеводневими розчинниками з наступним розділенням місцели. Проте вказана технологія має ряд недоліків. Харчова олія (пресова фракція) містить побічні продукти, що утворюються на стадії вологотеплової обробки, що знижує фізіологічну цінність продукту. Вилучення олії зі шроту вуглеводневими розчинниками створює пожежо- і вибухонебезпечність на виробництві; розділення місцел і очищення олії від розчинників є складними та ресурсозатратними процесами, а одержуваний продукт без рафінації придатний лише для технічних цілей [1].

Глибокі ушкоджуючі впливи на білки і ліпіди олійних насін, немінучі при традиційній технології їх переробки, викликали до життя пошуки нових технологічних процесів, які ґрунтуються на відносно низькотемпературних впливах на матеріал, що знежирюється.

Серед таких процесів найбільший інтерес представляють біокаталітичні, які застосовують ферментні препарати різної природи та мають за основну мету переведення олії в форму, що більш легко вилучається, при м'яких умовах переробки насіння. Крім того, ферментативна обробка рослинної сировини дозволяє виключити недоліки традиційних процесів і добувати олію, зберігаючи її фізіологічну та харчову цінність [2]. Необхідно зазначити, що при використанні біокаталітичної технології суттєво підвищується екологічна безпека виробництва.

Метою роботи було встановлення раціональних параметрів ферментативного процесу підготовки м'ятки насіння соняшника до вилучення олії. Критерієм оптимізації був вихід олії, який оцінювали за стандартною методикою миттєвого збовтування [3]. Незалежними факторами, що варіювались, було обрано кількість ферментного препарату, тривалість гідролізу м'ятки під дією ферментного препарату та температура процесу. В якості біокаталізатора використовувався ферментний препарат «Церемікс» (виробник – фірма «Новозаймс», Данія). Вказаний препарат є комплексом ферментів класу гідролаз: β-глюконази, α-амілази, нейтральної протеази і геміцелюлаз.

Для оптимізації процесу було обрано методологію поверхонь відклику. В дослідженні використано центральний композиційний ротатбельний план, що найбільш підходить для обраного методу оптимізації [4]. Вибір рівнів та інтервалів варіювання факторів було здійснено за результатами попередніх експериментів. Матрицю планування та отримані експериментальні значення функції відклику (середні значення 2-х паралельних досліджень) представлено в табл. 1.

Аналіз отриманих результатів було виконано за допомогою пакета Statistica (StatSoft, Inc.).

Отримане рівняння моделі має вигляд:

$$F = -83,69 + 1102,03 \cdot e - 3191,03 \cdot e^2 + 2,43 \cdot \tau - 0,01 \cdot \tau^2 + 0,67 \cdot t + 0,01 \cdot t^2 - 6,62 \cdot e \cdot \tau - 1,25 \cdot e \cdot t - 0,02 \cdot \tau \cdot t, \quad (1)$$

де F – вихід олії, %; e – вміст ферментного препарату, % мас. до м'ятки; τ – тривалість процесу гідролізу, хвилини; t – температура процесу гідролізу, °С.

Адекватність отриманої моделі перевірялась методом дисперсійного аналізу, результати якого представлено в табл. 2.

Наведені дані свідчать про те, що отримана модель адекватно описує експеримент.

На основі пошуку екстремумів математичної залежності (1) визначено раціональні параметри, що дозволяють отримати максимальний вихід олії: вміст ферментного препарату – 0,09 % мас. до м'ятки; тривалість процесу гідролізу – 70 хвилин; температура процесу гідролізу – 51 °С.

Для детального дослідження закономірностей впливу основних параметрів на перебіг процесу ферментативного гідролізу жирової сировини, спрямованого на отримання максимального виходу олії, було створено та проаналізовано поверхні відклику, які представлено на рис. 1. Побудова кожної з графічних залежностей відбувалася в режимі варіювання двох параметрів при фіксації третього в раціональному значенні.

Згідно графічних даних, представлених на рис. 1, збільшення вмісту ферментного препарату вище раціонального майже не впливає на вихід олії. Тому враховуючи відносно високу вартість препарату подальше підвищення його вмісту в реакційній системі є економічно недоцільним.

Таблиця 1 – Матриця планування

№	Вміст ферментного препарату, e		Тривалість процесу гідролізу, τ		Температура процесу гідролізу, t		Вихід олії (F), %
	Код. рівень	% мас. до м'ятки	Код. рівень	Хвилини	Код. рівень	°C	
1	-1	0,060	-1	32	-1	49	45,9
2	-1	0,060	-1	32	+1	61	54,2
3	-1	0,060	+1	68	-1	49	64,1
4	-1	0,060	+1	68	+1	61	65,7
5	+1	0,090	-1	32	-1	49	56,1
6	+1	0,090	-1	32	+1	61	64,3
7	+1	0,090	+1	68	-1	49	67,5
8	+1	0,090	+1	68	+1	61	68,3
9	-1,682	0,050	0	50	0	55	56,0
10	+1,682	0,100	0	50	0	55	67,5
11	0	0,075	-1,682	20	0	55	47,4
12	0	0,075	+1,682	80	0	55	67,2
13	0	0,075	0	50	-1,682	45	60,8
14	0	0,075	0	50	+1,682	65	67,8
15	0	0,075	0	50	0	55	63,7
16	0	0,075	0	50	0	55	63,4
17	0	0,075	0	50	0	55	63,8
18	0	0,075	0	50	0	55	63,7

Таблиця 2 – Дисперсійний аналіз моделі

Фактор	Сума квадратів, SS	Ступінь свободи, df	Середнє значення квадрата, MS	F -критерій	Рівень значущості, p
(1) Вміст ферментного препарату, % (L)	152,4997	1	152,4997	1460,597	0,0047
Вміст ферментного препарату(Q)	6,3602	1	6,3602	60,916	0,0052
(2) Тривалість процесу гідролізу, хв. (L)	449,9712	1	449,9712	4309,693	0,0011
Тривалість процесу гідролізу(Q)	66,4069	1	66,4069	636,026	0,0085
(3) Температура процесу гідролізу, °C (L)	68,9253	1	68,9253	660,147	0,0031
Температура процесу гідролізу(Q)	0,4936	1	0,4936	4,728	0,0414
1L · 2L	25,5612	1	25,5612	244,818	0,0071
1L · 3L	0,1012	1	0,1012	0,970	0,0353
2L · 3L	24,8512	1	24,8512	238,018	0,0148
Похибка	0,8353	8	0,1044		
Загальна сума квадратів	796,5911	17			
Коефіцієнт кореляції $R^2=0,9897$					

Вихід олії в значній мірі обумовлюється часом протікання процесу гідролізу сировини. Подібна закономірність спостерігається при тривалості реакції до 70 хвилин. Після вказаного часу вихід олії майже не змінюється і подовження ферментативної обробки м'ятки не є ефективним.

Підвищення температури процесу за межі раціонального значення (51 °C) не несе позитивного ефекту на функцію відклику. Це пояснюється тим, що позитивний вплив підвищення температури внаслідок білкової природи ферменту компенсується негативним ефектом теплової денатурації біокатализатора і вихід олії залишається практично незмінним, що підтверджується даними, приведеними на рис. 1.

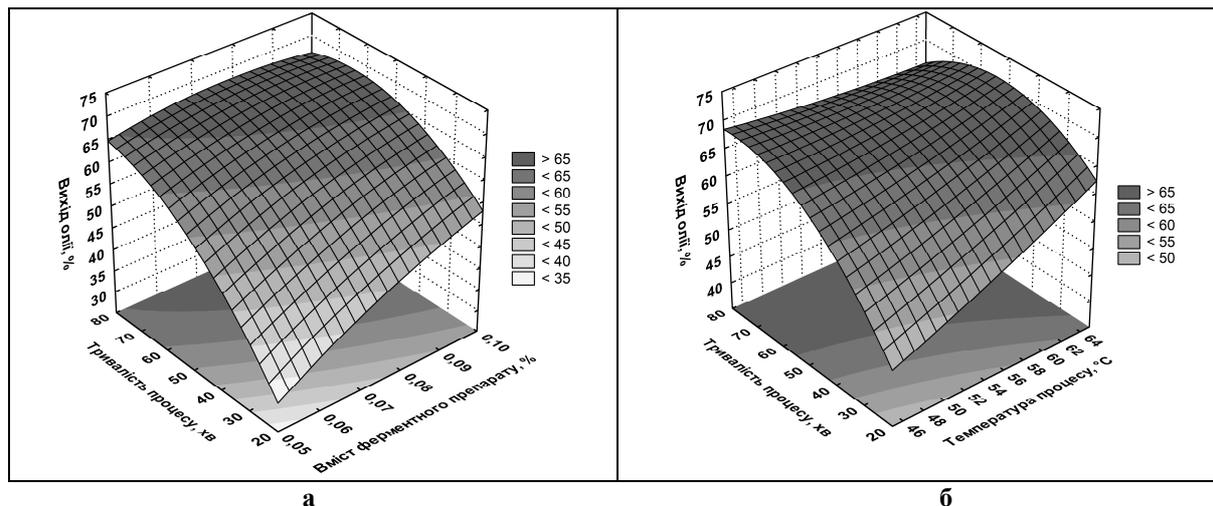


Рисунок 1 – Залежність виходу олії від параметрів процесу:
а) тривалості гідролізу та вмісту ферментного препарату; б) тривалості та температури гідролізу

Таким чином, в ході дослідження показано доцільність використання комплексу ферментів класу гідролаз у підготовці м'ятки насіння соняшника до вилучення олії з метою підвищення ефективності процесу. Методом математичного моделювання щодо ферментативного гідролізу олійної сировини встановлено раціональні параметри, які забезпечують максимальний вихід олії.

Література

1. Щербаков В.Г. Биохимия и товароведение масличного сырья / В.Г. Щербаков. – М: Агропромиздат, 1991. – 304 с.
2. Кислухина О.В. Ферменты в производстве пищи и кормов / О.В. Кислухина. – М.: ДеЛи принт, 2002. – 336 с.
3. Копейковский В.М. Лабораторный практикум по технологии производства растительных масел / В.М. Копейковский, А.К. Мосян, Л.А. Мхитарьянц – М: Агропромиздат, 1990 – 191 с.
4. Montgomery D.C. Design and analysis of experiments, 7th ed. / D.C. Montgomery. – New York, John Wiley & Sons, 2008. – 656 pp.

Bibliography (transliterated)

1. Shherbakov V.G. Biohimija i tovarovedenie maslichnogo syr'ja V.G. Shherbakov. – М: Agropromizdat, 1991. – 304 p.
2. Kisluhina O.V. Fermenty v proizvodstve pishhi i kormov O.V. Kisluhina. – М.: DeLi print, 2002. – 336 p.
3. Kopejkovskij V.M. Laboratornyj praktikum po tehnologii proizvodstva rastitel'nyh masel V.M. Kopejkovskij, A.K. Mosjan, L.A. Mhitar'janc – М: Agropromizdat, 1990 – 191 p.
4. Montgomery D.C. Design and analysis of experiments, 7th ed. D.C. Montgomery. – New York, John Wiley & Sons, 2008. – 656 pp.

УДК 665:664.3:577.152.3

Некрасов П.А., Данилова Л.А.

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ МАСЛОДОБЫВАНИЯ ИЗ МЯТКИ СЕМЯН ПОДСОЛНЕЧНИКА ФЕРМЕНТАТИВНЫМ МЕТОДОМ

В статье рассмотрены вопросы, связанные с исследованием влияния таких параметров как время, температура, содержание фермента на эффективность подготовки мятки семян подсолнечника к извлечению масла. В результате экспериментов установлены рациональные условия и получена математиче-

ская модель, позволяющая прогнозировать результативность ферментативного процесса в зависимости от его основных параметров.

Nekrasov P.O., Danilova L.A.

**INTENSIFICATION OF OIL EXTRACTION FROM COARSE SUNFLOWER SEEDS MEAL
WITH ENZYMATIC METHOD**

The article deals with issues related to the investigation of the influence of such parameters as reaction time, temperature, enzyme load on the effectiveness of preparation of coarse sunflower seeds meal for oil extraction. As the result of experiments the rational conditions were obtained and the mathematical model was developed allowing to predict the efficiency of the enzymatic process according to its main parameters.

УДК 621.1.016:579

Товажнянский Л.Л., Арсеньева О.П., Демирский А.В., Хавин Г.Л.

ПРАКТИЧЕСКАЯ РЕКОНСТРУКЦИЯ СИСТЕМЫ ПОДОГРЕВАТЕЛЕЙ САХАРНОГО СОКА ПЕРЕД ВЫПАРИВАНИЕМ

Построенные сахарные заводы России и Украины стандартной комплектации были изначально оборудованы 4-мя кожухотрубчатыми многосекционными скоростными подогревателями очищенного сахарного сока перед выпариванием. Такая схема хорошо описана в литературе [1] и тщательно отработана в производстве для 4-хкорпусной выпарной станции с концентратом. На практике на многих заводах уже проведена реконструкция с заменой системы последовательно установленных кожухотрубчатых подогревателей на пластинчатые теплообменники, а на некоторых заводах этот процесс происходит или планируется. Фактически при реконструкции системы последовательно установленных подогревателей проектирование производится на те же температурные условия, на которые рассчитывались кожухотрубчатые аппараты. С другой стороны известно, что пластинчатые теплообменники можно рассчитать и они будут работать с температурной разницей 1–2 °С, в то время как секционные кожухотрубчатые требуют до 10 °С. Естественно, что при проектировании необходимо максимально использовать это преимущество пластинчатых подогревателей. Таким образом, необходим технически и экономически обоснованный подход к замене трубчатых аппаратов на пластинчатые теплообменники в системе последовательно установленных подогревателей, и это делает рассматриваемую задачу актуальной, имеющей практическую ценность.

Необходимость модернизации и замены кожухотрубчатых подогревателей соков на сахарных заводах пластинчатыми теплообменниками была достаточно полно обоснована как технически, так и экономически в работах [2–5]. В работах [6,7] была сформулирована задача модернизации подогревателей сахарного сока, учитывающая экономические аспекты выбора теплообменных аппаратов. Главной идеей в такой постановке был расчет теплообменника или системы теплообменников по приведенным затратам. Кроме того, было показано, что при проектировании пластинчатых теплообменников на эту позицию, фактически величина допустимых потерь давления в аппаратах играет решающую роль при определении поверхности теплообмена. С другой стороны, одной из основных задач энергосбережения на сахарных заводах является максимальное использование теплового потенциала конденсатов, регурного и вторичных паров, т.е. греющего теплоносителя.

При проведении проектных работ по модернизации системы последовательно установленных подогревателей сахарного сока перед выпариванием необходимо учитывать следующие факторы:

- максимально предусмотреть использование конденсатов паров для предварительного подогрева;
- реконструкция может производиться в несколько этапов, когда одновременно работают пластинчатые и кожухотрубчатые аппараты, использующие различные теплоносители;
- установка пластинчатых подогревателей может привести к увеличению потерь давления по стороне продукта, что, в свою очередь, может вызвать необходимость в увеличении мощности насосного оборудования;
- на стадии проектирования необходимо учитывать загрязнение поверхности теплообмена аппаратов и предусмотреть возможную остановку и чистку теплообменников в процессе эксплуатации.

Целью настоящей работе является демонстрация возможных вариантов модернизации системы подогревателей перед выпаркой. Представлена практическая реализация работа по замене кожухотрубчатых подогревателей на пластинчатые аппараты, осуществленная на Валуйском сахарном заводе. Проанализированы трудности при проектировании и проблемы, возникшие при эксплуатации установленного оборудования.

На первом этапе по предложению заказчика работ была предусмотрена замена двух кожухотрубчатых аппаратов на пластинчатые теплообменники, для параметров приведенных в табл. 1.

Таблица 1 – Исходные данные для расчета пластинчатых теплообменников

Параметр	1-я ступень		2-я ступень	
	Пар	Сахарный сок	Пар	Сахарный сок
Расход, кг/ч	из баланса	350 000	из баланса	350 000
Температура входа, °С	95	80	107	92
Температура выхода, °С	–	92	–	104
Допустимые потери давления, кПа	10	25	10	30

Значения теплофизических характеристик очищенного сахарного сока, с которыми проводился расчет теплообменников, согласно данным производителя пластинчатых теплообменников «Альфа Лаваль» принимались следующими (табл. 2).

Таблица 2 – Значения расчетных теплофизических величин для очищенного сахарного сока

Температура, °С	ρ , кг/м ³	c_p , КДж/(кг·°К)	λ , Вт/(м·°К)	$\mu \cdot 10^3$, кг/(м·с)
80	1040	3,950	0,619	0,807
92	1034	3,969	0,628	0,701
105	1028	3,986	0,634	0,620

К установке принимались теплообменники производства «Альфа Лаваль» изготовленные из нержавеющей стали AISI 316 с толщиной пластины 0,5 мм. Паровые аппараты одноходовые, в пакете пластин по стороне сахарного сока на одну пластину больше, чем по паровой стороне. Резиновые уплотнения марки EPDM. Для удобства замены пластин (и уплотнений) и обслуживания было принято решение об компоновке каналов в аппаратах пластинами одного типоразмера.

Для уменьшения стоимости устанавливаемых теплообменников были запроектированы аппараты марки M15M с двумя присоединениями по пару и сахарному соку. Такая конструкция теплообменника, представленная на рис. 1,а, предполагает присоединения на подвижной плите. Это дает возможность уменьшить скорость теплоносителей в присоединениях и коллекторах, и, как следствие, добиться уменьшения общих потерь давления в аппаратах.

Таблица 3 – Геометрические параметры пластины теплообменника марки M15M производства «Альфа Лаваль»

Пластина	Параметры					
	Высота гофры, мм	Ширина пластины, м	Эквивалентный диаметр, мм	Площадь пластины, м ²	Площадь канала, 10 ³ м ²	Приведенная длина, м
M15M	4,0	0,45	8,0	0,62	1,8	1,244

В результате расчетов были запроектированы и установлены аппараты, приведенные в табл. 4.

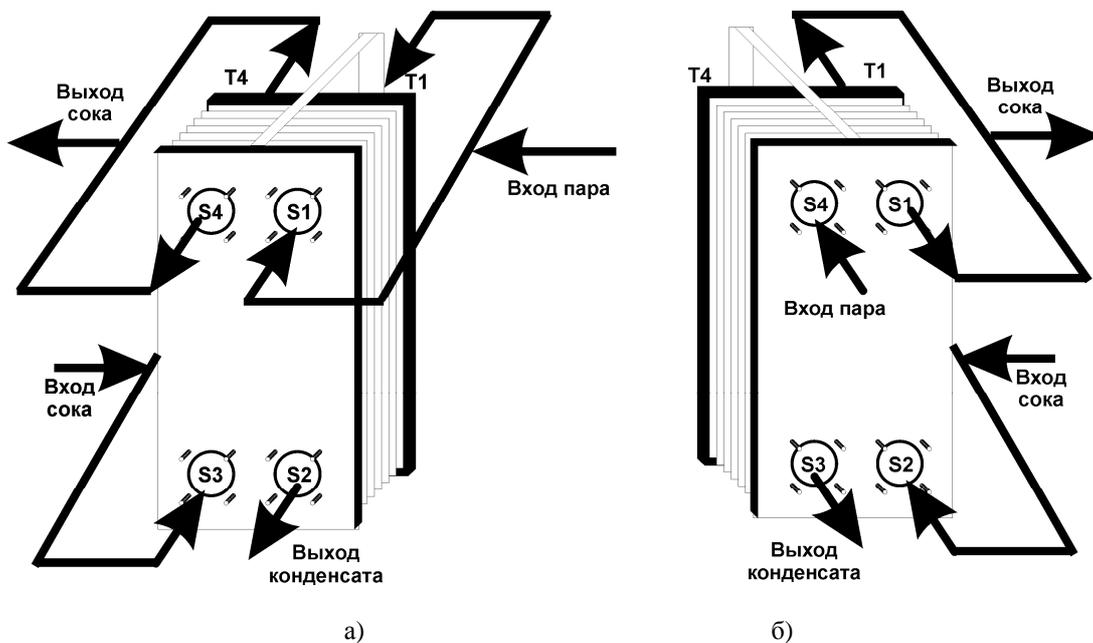


Рисунок 1 – Принципиальная схема обвязки теплообменных аппаратов:
 а) два входа по пару (S1-T1), два входа по соку (S3-T3) и два выхода по соку (S4-T4);
 б) два входа (S2-T2) и выхода по соку (S1-T1)

Таблиця 4 – Теплообменники марки М15М «Альфа Лаваль» установленные на 1-й и 2-й ступени подогрева сахарного сока

Ступень	Компоновка	Площадь теплообмена, м ²	Потери давления, КПа	
			Пар	Сок
1	1×127 ML/ 1×128 MH	157,5	5,50	24,5
2	1×115 ML/ 1×116 MH	142,6	4,84	29,6

В дальнейшем теплообменник 1-й ступени был переведен на подогрев сока 3-й ступени, а на его место был запроектирован и установлен аппарат подогрева сока конденсатом.

Таблиця 5 – Исходные данные для расчета пластинчатого теплообменника подогрева сахарного сока конденсатом пара

Параметр	Конденсат	Сахарный сок
Расход, кг/ч	из баланса	350 000
Температура входа, °С	112	88
Температура выхода, °С	92	93,3
Допустимые потери давления, КПа	10	30

В результате расчетов к установке был принят аппарат марки М15М с двумя входами по соку (рис. 1,б) с основными характеристиками, представленными в табл. 6.

Таблиця 6 – Теплообменник марки М15М установленный на позиции подогрева сахарного сока конденсатом пара

Компоновка	Площадь теплообмена, м ²	Потери давления, КПа	
		Пар	Сок
1×74 L / 1×75 L	91,76	3,75	29,92

Мониторинг работы установленных аппаратов после пуска на подогрев сахарного сока показал следующее. Во-первых, практически сразу после пуска выяснилось, что действительные потери давления по стороне сахарного сока превышают расчетные примерно в 1,8 раза, достигая значения, например, для теплообменника с конденсатным обогревом в 55 кПа. Во-вторых, по истечении 1,5–2 месяцев эксплуатации аппаратов потери давления увеличились практически в 2 раза и достигли значения 100 кПа. Как следствие увеличения сопротивления на прокачивание сока было принято решение на остановку и чистку аппаратов.

Проанализировав полученные результаты, были сделаны следующие выводы. Увеличение действительных потерь давления по сравнению с расчетными, по всей видимости, можно объяснить несоответствием, принятым в расчетах некоторых физических характеристик сахарного сока, имеющимся в действительности. В частности, вязкость очищенного сока, скорее всего, превышает указанные значения в табл. 2, принятые для расчетов «Альфа Лаваль» за счет наличия различного рода примесей в соке. Кроме того, недостаточно качественная очистка сока перед подогревом приводит к отложениям на теплообменной поверхности, росту потерь давления. Однако запроектированные с запасом теплообменники выполняющие свою функцию по нагреву. Увеличение этого запаса может привести к уменьшению скорости теплоносителей в каналах и, как следствие, к более быстрому зарастанию поверхности отложениями.

Литература

1. Гребенюк С.М. Технологическое оборудование сахарных заводов. – М.: Легкая и пищевая промышленность, 1983.– 517 с.

2. Эффективный нагрев продуктов – основа совершенствования теплоиспользования на сахарных заводах / В.А. Колесников, А.Ю. Аникеев, С.А. Захаров, И.В. Овсянников // Сахар, 2007.– №7.– С. 36–38.
3. Пластинчатые теплообменники в промышленности /Л.Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, Г.Л. Хавин, О.П. Арсеньева. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2004.– 232 с.
4. Реконструкция тепловой схемы сахарного завода с использованием пластинчатых теплообменных аппаратов // Л.Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, Демирский А.В., Хавин Г.Л. Інтегровані технології та енергозбереження // Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків: ХДПУ. – 2003, №2.– С. 3–9.
5. Демирский А.В., Хавин Г.Л. Реконструкция отделения очистки сахарного сока с применением пластинчатых теплообменников // Інтегровані технології та енергозбереження //Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків: НТУ "ХПІ". – 2008, №2.– С. 98–102.
6. Модернизация системы последовательно установленных подогревателей сахарного сока / О.П. Арсеньева, Бабак Т.Г., Демирский А.В., Хавин Г.Л. // Наукові праці ОНАХТ.– Одеса: 2011, Вип. 39.– Том. 2.– С. 151–155.
7. Арсеньева О.П., Демирский А.В., Хавин Г.Л. Оптимизация пластинчатого теплообменника // Пробл. машиностроения.– 2011.– т. 14, №1.– С. 23–31.

Работа выполнена при финансовой поддержке Европейского сообщества в рамках проекта EU project FP7-SME-2010-1-262205-INHEAT.

Bibliography (transliterated)

1. Grebenjuk S.M. Tehnologicheskoe oborudovanie saharnyh zavodov. – M.: Legkaja i pishhevaja promyshlennost', 1983.– 517 p.
2. Jeffektivnyj nagrev produktov – osnova sovershenstvovaniya teploispol'zovaniya na saharnyh zavodah V.A. Kolesnikov, A.Ju. Anikeev, S.A. Zaharov, I.V. Ovsjannikov Sahar, 2007.– #7.– p. 36–38.
3. Plastinchatye teploobmenniki v promyshlennosti L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, G.L. Havin, O.P. Arsen'eva. – Har'kov: NTU «HPI», 2004.– 232 p.
4. Rekonstrukcija teplovoj shemy saharnogo zavoda s ispol'zovaniem plastinchatyh teploobmennyh apparatov L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, Demirskij A.V., Havin G.L. Integrovani tehnologii ta energozberezhennja Shhokvartal'nij naukovo-praktichnij zhurnal. – Harkiv: HDPU. – 2003, #2.– p. 3–9.
5. Demirskij A.V., Havin G.L. Rekonstrukcija otdelenija ochistki saharnogo soka s primeneniem plastinchatyh teploobmennikov Integrovani tehnologii ta energozberezhennja Shhokvartal'nij naukovo-praktichnij zhurnal. – Harkiv: NTU "HPI". – 2008, #2.– p. 98–102.
6. Modernizacija sistemy posledovatel'no ustanovlennyh podogrevatelej saharnogo soka O.P. Arsen'eva, Babak T.G., Demirskij A.V., Havin G.L. Naukovi pracj ONAHT.– Odesa: 2011, Vip. 39.– Tom. 2.– p. 151–155.
7. Arsen'eva O.P., Demirskij A.V., Havin G.L. Optimizacija plastinchatogo teploobmennika Probl. mashinostroenija.– 2011.– t. 14, #1.– p. 23–31.

Rabota vypolnena pri finansovoj podderzhke Evropejskogo soobshhestva v ramkah proekta EU project FP7-SME-2010-1-262205-INHEAT.

УДК 621.1.016:579

Товажняньський Л.Л., Арсенієва О.П., Демірський О.В., Хавін Г.Л.

ПРАКТИЧНА РЕКОНСТРУКЦІЯ СИСТЕМИ ПІДГРІВНИКІВ ЦУКРОВОГО СІКУ ПЕРЕД ВИПАРОВУВАННЯМ

Розглянуто питання практичної модернізації системи підігрівників цукрового соку перед випаровуванням шляхом заміни трубчастих теплообмінників на пластинчасті. В роботі наведені розрахунки двох парових апаратів і одного підігрівника соку конденсатом, які виконано з двома входами по соку зі сторони нерухливої та натискної плити. Проведений моніторинг роботи встановлених теплообмінників довів,

що в наявності має місце збільшення втрат тиску порівняно з розрахунковим. Крім того, за рахунок неякісного очищення соку має місце забруднення поверхні теплопередачі протягом 1,5 місяців з початку роботи і збільшення втрат тиску до 2-ох разів.

Tovazhnyanskyy L., Arsenyeva O., Demirsky A., Khavin G.

**THE PRACTICAL MODERNIZATION OF NETWORK SUGER JUICE HEATERS BEFORE
EVAPORATION**

The question of practical retrofit of the system of heaters of thin saccharine juice before evaporation with changing the tubular heat exchangers on plate ones is considered. Calculations of two steam heat-exchangers and one condensate heater of juice, which have two connections for juice from the side of frame and pressure plates, are given. The monitoring of heat-exchangers work showed that increase of pressure drops by compared to calculations took place. In addition, due to the off-grade purification of juice, surface of heat transfer was fouled and double increase of pressure drops is observed after 1,5 month from the beginning of work.

ВЛИЯНИЕ GERONTOLOGICHESKIH ИЗМЕНЕНИЙ ХИМИЧЕСКИХ ИСТОЧНИКОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ НА ОСНОВНЫЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ МАЛОРАЗМЕРНЫХ АВТОНОМНЫХ ПОДВОДНЫХ АППАРАТОВ

С принятием развитыми странами концепции «литоральной войны» и возрастающей угрозой со стороны а и универсальные торпеды, состоящие на вооружении военно-морских сил (ВМС) Украины, имеют электрические энергосиловые установки. Это связано с широким диапазоном глубин их применения, бесследностью и малозумностью. Последнее важно не только с тактической точки зрения, но и для создания благоприятных условий работы собственных акустических систем самонаведения.

Энергосиловая установка противолодочной торпеды состоит из химического источника электрической энергии и биротативного электродвигателя постоянного тока.

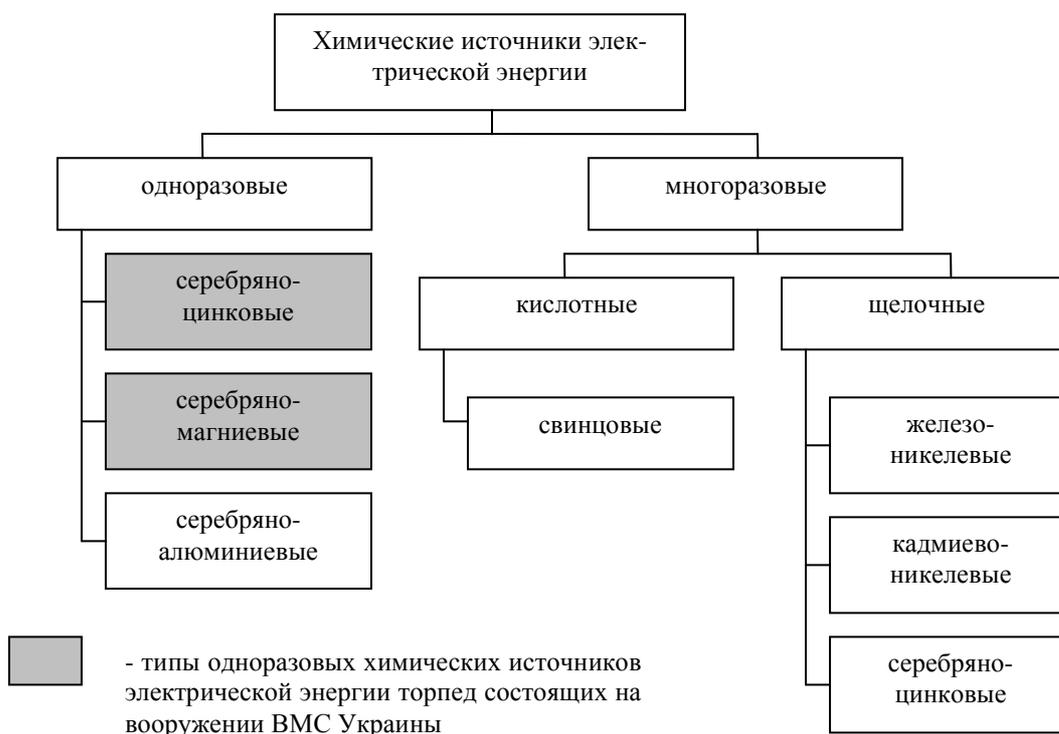


Рисунок 1 – Классификация химических источников электрической энергии торпед

Основными источниками энергии электрических торпед являются аккумуляторные батареи различных типов. В отличие от аккумуляторов применяемых в народном хозяйстве, торпедные аккумуляторы должны соответствовать следующим требованиям:

- обладать высокими удельными характеристиками;
- быть короткоразрядными, т.е время разряда должно быть согласовано со временем хода торпеды;
- обеспечивать большую силу разрядного тока;
- сохранять параметры в течение длительного времени хранения торпед;
- в процессе эксплуатации быть устойчивым к ударам, вибрации, влиянию значительных перепадов температур.

Классификация химических источников электрической энергии торпед представлена на рис. 1 [2,3].

Из всего многообразия существующих аккумуляторных батарей наибольшее применение в торпедном оружии нашли серебряно-цинковые и серебряно-магниевые батареи. Однако в настоящее время европейскими разработчиками ведутся работы по применению серебряно-алюминиевых батарей с увеличенной удельной мощностью.

Серебряно-цинковая батарея одноразового действия служит химическим источником электрической энергии торпеды при ее боевом применении и предназначена для питания силового электродвигателя, аппаратуры самонаведения, неконтактного взрывателя и приборов управления.

Основные технические данные серебряно-цинковой батареи одноразового действия приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Основные технические данные серебряно-цинковой батареи одноразового действия

среднее рабочее напряжение, В	средняя сила разрядного тока, А	емкость батареи, А/ч	удельная мощность батареи, Вт/кг
200	1100	240	650

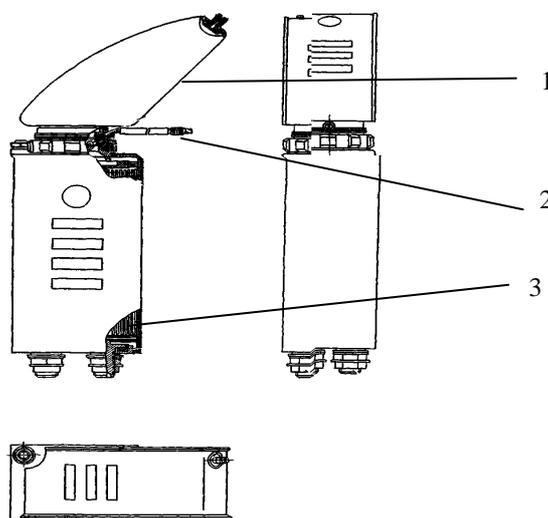
Элементы батареи представляют собой мощный короткозарядный химический источник электрической энергии одноразового действия ампульного типа, разработанный на основе электрохимической системы «окись серебра – едкий калий – цинк». Исходными активными веществами являются окись серебра на положительном электроде и металлический цинк – на отрицательном. Электролитом служит водный раствор едкого калия плотностью 1,39–1,40. Положительный и отрицательный электроды отделены друг от друга сепарацией. Активные вещества положительных и отрицательных электродов участвуют в процессе преобразования химической энергии элемента в электрическую при его разряде.

Общий вид элемента серебряно-цинковой батареи одноразового действия представлен на рисунке 2.

Электрохимическая схема серебряно-цинкового аккумулятора имеет вид:



Основным преимуществом аккумуляторов на основе электрохимической системы «окись серебра – едкий калий – цинк» является их способность отдавать с единицы веса в 3–5 раз большую мощность по сравнению со свинцовыми и кадмиево-никелевыми аккумуляторами за счет высокого коэффициента использования активных масс. [4].



1 – ампула с электролитом; 2 – пиродиафрагма; 3 – аккумулятор

Рисунок 2 – Общий вид элемента серебряно-цинковой батареи одноразового действия

Количество элементов, входящих в батарею, и способ их соединения зависят как от типа самих элементов, так и от основных тактических параметров торпеды – скорости и дальности ее хода (V_T и E_T), которые обеспечиваются энергетическими запасами источников тока.

При смешанном способе соединения групп последовательно соединенных элементов, они сводятся в параллельные между собой ветви. Данное соединение обеспечивает наиболее удобную компоновку элементов в батарее.

Для обеспечения заданной скорости хода торпеды V_T к электродвигателю должна быть подведена мощность, равная произведению $U \times I$, а для поддержания режима работы электродвигателя на траектории торпеды нужно, чтобы емкость батареи отвечала условию:

$$C \geq I \frac{E_T}{V_T}, \quad (1)$$

где C – емкость аккумуляторной батареи; I – сила тока; E_T – дальность хода торпеды; V_T – скорость хода торпеды.

Поэтому основными факторами, определяющими состав аккумуляторной батареи торпеды, являются необходимые напряжение U и емкость батареи C .

Емкость аккумуляторной батареи, от которой зависит скорость и дальность хода, является основным энергетическим показателем энергосиловых установок торпед. Это объясняется тем, что момент вращения электродвигателя пропорционален силе тока, а продолжительность его работы определяется временем разрядки аккумуляторной батареи. [1]

Торпеды, стоящие на вооружении ВМС Украины разработаны в Советском Союзе и приняты на вооружение в середине 60-х, начале 70-х годов прошлого века. Имеющиеся химические источники электрической энергии в своем большинстве находятся на послегарантийных сроках хранения, близких к окончанию сроков эксплуатации.

В результате длительного хранения в аккумуляторных батареях происходят геронтологические изменения. В ходе проверок батарей, срок хранения которых составляет более 20 лет, выявляются следующие изменения: на части положительных электродов наблюдаются бурые пятна, что свидетельствует об их окислении, вследствие повреждения сепарации, состоящей из гидратцеллюлозной пленки. Применение сепарации обусловлено тем, что через неё, с одной стороны хорошо взаимодействует электролит, а с другой стороны она препятствует миграции коллоидных частиц окислов серебра от положительного электрода к отрицательному и произрастанию дендритов цинка в противоположном направлении. Следовательно, выделяющийся на серебряных электродах кислород окисляет сепарацию и тем самым уменьшает её прочность. Кроме того, в результате наступающего электролиза на цинковых электродах начнется выделение цинка в виде дендритов, которые могут легко прокалывать сепарацию. Все это приводит к саморазряду и как следствие к уменьшению емкости аккумулятора.

Электрохимическая активность отрицательных электродов в ходе длительного хранения понижается и не соответствует данным технической документации. Так же понижается и содержание ртути, которая вводится в активную массу для обеспечения стабильности цинкового электрода в процессе хранения. Из этого следует, что результаты по электрохимической активности и содержанию ртути отрицательных электродов не соответствуют требованиям технической документации. Как правило, в отрицательных электродах, после разрядки, остается запас емкости, что указывает на то, что часть площади электродов недоразряжена. Это приводит к уменьшению времени разрядки, а так как емкость напрямую зависит от произведения силы тока и времени разрядки, то и к уменьшению емкости:

$$C = I t, \quad (2)$$

где C – ампер часовая емкость батареи; I – сила разрядного тока; t – время разрядки аккумуляторной батареи.

В электролите данных батарей процент содержания α – добавки, служащей для повышения степени диссоциации, существенно ниже требуемого. Вследствие чего понижается удельная токопроводность, которая в свою очередь зависит от количества ионов, содержащихся в электролите и их подвижности, т.е. от его концентрации. Это понижение вызывается уменьшением подвижности ионов вследствие образования вокруг них групп нейтральных молекул воды электролита. Зависимость удельной электропроводности χ от концентрации электролита S приведена в таблице 2 [4].

Таблица 2 – Зависимость удельной электропроводности χ от концентрации электролита S

$S, \%$	10	20	30	40	50
$\chi, \text{Ом}^{-1}\text{см}^{-1}$	0,20	0,37	0,47	0,50	0,40

Анализ вышеперечисленного дает возможность сделать вывод, что геронтологические изменения химических источников электрической энергии могут привести к неудовлетворительной работе торпед, так как емкость их батареи вследствие длительного хранения существенно падает, что негативно влияет на основные тактические параметры торпеды - скорость и дальность ее хода.

Необходимо помнить, что со времени изготовления аккумуляторных батарей прошло около трех десятков лет и изменения происходящие в них не исследованы.

Из-за отсутствия в стране предприятий изготавливающих торпедное оружие и его комплектующие, а также из-за условий ограниченного финансирования и невозможности на данный период времени его закупки, дальнейшие исследования в этой области станут приоритетными для принятия решения на продление ресурса электрических торпед, а также рассмотрения сроков их ремонта.

Литература

1. Подобрый Г.М., Белобородый В.С., Халимонов В.В., Носов А.И. Теоретические основы торпедного оружия // – Москва: Военное издательство МО СССР, 1969. – 359 с.
2. Родионов Б.И. Противолодочные силы и средства флотов // – Москва: Военное издательство МО СССР, 1977. – 112 с.
3. Косарев В.В., Садовников В.Н. Торпедное оружие: методические указания для самостоятельной работы по дисциплине «Боевые средства флота и их боевое применение» // Санкт Петербург: СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2000. – 48 с.
4. Савченко Г.Б. Двигатели двусредных аппаратов // Самиздат. – <http://samizdat.net/mchat>.

Bibliography (transliterated)

1. Podobrij G.M., Beloborodij V.S., Halimonov V.V., Nosov A.I. Teoreticheskie osnovy torpednogo oruzhija – Moskva: Voennoe izdatel'stvo MO SSSR, 1969. – 359 p.
2. Rodionov B.I. Protivolodochnye sily i sredstva flotov – Moskva: Voennoe izdatel'stvo MO SSSR, 1977. – 112 p.
3. Kosarev V.V., Sadovnikov V.N. Torpednoe oruzhie: metodicheskie ukazaniya dlja samostojatel'noj raboty po discipline «Boevye sredstva flota i ih boevoe primenenie» Sankt Peterburg: SPbGJeTU «LJeTI», 2000. – 48 p.
4. Savchenko G.B. Dvigateli dvusrednyh apparatov Samizdat. – <http://samizdat.net/mchat>.

УДК 623:946

Щепцов О.В.

ВПЛИВ ГЕРОНТОЛОГІЧНИХ ЗМІН ХІМІЧНИХ ДЖЕРЕЛ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ЕНЕРГІЇ НА ОСНОВНІ ЕНЕРГЕТИЧНІ ПОКАЗНИКИ МАЛОРОЗМІРНИХ АВТОНОМНИХ ПІДВОДНИХ АПАРАТІВ

В статті проведений короткий аналіз хімічних джерел електричної енергії малорозмірних автономних підводних апаратів. Приведені короткі характеристики срібно-цинкових джерел живлення, показані їх геронтологічні зміни у процесі тривалого зберігання, а також вплив цих факторів на основні енергетичні показники енергосилових установок.

Scheptsov A.V.

INFLUENCE OF GERONTOLOGY CHANGES OF CHEMICAL ELECTRIC ENERGY SOURCES ON BASIC POWER INDEXES OF DIMENSION AUTONOMOUS SUBMARINE VEHICLES

The short analysis of chemical electric energy sources of dimension autonomous submarine vehicles is conducted in the article. Short descriptions of silver-zinc sources of feed are resulted, their gerontology changes in the process of the protracted storage are shown, so influence of these factors on the basic power indexes of power-plants.

УДК 533.6

Башинский В.Г.

АНАЛИЗ ОСНОВНЫХ ДЕМАСКИРУЮЩИХ ПРИЗНАКОВ ЛЕТАТЕЛЬНОГО АППАРАТА КАК ЦЕЛИ УПРАВЛЯЕМОЙ РАКЕТЫ С ИНФРАКРАСНОЙ ГОЛОВКОЙ САМОНАВЕДЕНИЯ

Постановка проблемы

Важным направлением повышения боевой эффективности летательных аппаратов (ЛА) является обеспечение высокой степени их выживаемости в условиях противодействия ПВО противника. Учитывая, что обнаружение ЛА является первой предпосылкой его поражения средствами ПВО, обеспечение живучести аппарата начинается с мер по уменьшению вероятности его обнаружения визуально или с помощью радиолокационных (РЛ) и оптико-электронных инфракрасных (ИК) систем.

ИК диапазон электромагнитных волн широко используется в системах обнаружения и наведения оружия, поэтому фактор заметности ЛА в ИК диапазоне играет значительную роль в результатах ведения боевых действий.

Под заметностью в широком смысле понимают свойство ЛА, характеризующее возможность его обнаружения и наведения на него средств поражения. В этом смысле степень заметности ЛА определяют следующие факторы:

- уровень отражательных и излучательных характеристик ЛА в РЛ, ИК, видимом и других диапазонах волн;
- условия боевого применения ЛА (использование малых высот и больших скоростей полета, применение активных помех, ложных целей и т.д.);
- эффективность средств ПВО (по обнаружению ЛА и наведению на него средств поражения).

В узком смысле под заметностью ЛА понимается уровень его отражательных и излучательных характеристик. Количественно, для ИК диапазона, этот уровень определяется силой ИК излучения.

Изложение основного материала

ИК излучение ЛА определяется его энергетическими и спектральными характеристиками. Энергетической характеристикой является сила излучения. Зависимость эффективной силы излучения ЛА от угла между направлением полета ЛА и линией визирования определяет индикатрису излучения ЛА. Характер индикатрис излучения обуславливается такими параметрами, как:

- режим полета ЛА (скорость, высота);
- режим работы двигателей;
- спектральный диапазон излучения;
- метеоусловия (температура, влажность окружающей среды и др.).

Одной из особенностей характеристик ИК излучения ЛА является их "размытость". Это объясняется влиянием на режим работы двигателя ЛА, как основного источника ИК излучения ЛА, боевой нагрузки ЛА, температуры и давления окружающей среды.

В меньшей степени на силу ИК излучения ЛА в диапазоне волн 3,5–5,5 мкм оказывают влияние облачность, время года и суток, положение солнца относительно ЛА.

Можно выделить следующие основные составляющие энергетической яркости ИК излучения ЛА на дозвуковых режимах полета:

- сопло двигателя (серый излучатель);
- выхлопная струя двигателя (селективный излучатель);
- собственное излучение планера;
- подсветка планера фоном нижней и верхней полусфер;
- подсветка планера солнцем;

– фон.

Для защиты ЛА от ракет с тепловой головкой самонаведения (ТГС) в настоящее время в отечественной авиации и за рубежом находят широкое применение ложные тепловые цели (ЛТЦ) и системы модулированных помех (СМП) на основе некогерентных источников ИК излучения. Получившие в последние годы распространение амплитудно-модулированные (частотно-модулированные) помехи в основном предназначены для защиты вертолетов и самолетов, уровни излучения которых, сравнительно невелики, и преимущественно от ракет с ИК ГСН с амплитудно-фазовой модуляцией входного сигнала.

Необходимо отметить, что СМП являются бортовыми средствами и, следовательно, при непрерывном и «неприцельном» применении могут быть дополнительными источниками ИК излучения ЛА.

Из анализа и сопоставления открытых данных об энергетической яркости ИК излучения ЛА в диапазоне 1,8–5,5 мкм, следует, что основными источниками ИК излучения ЛА на дозвуковых режимах полета являются двигатель и выхлопная струя. Их яркость превышает остальные источники излучения ЛА на несколько порядков. При этом, влияние фона в наибольшей степени проявляется в диапазоне волн 1,8–3,2 мкм и 3,5–5,5 мкм. В диапазоне волн 4,1–4,6 мкм изменение яркости фона незначительно, и может быть принято допущение о равномерно излучающем фоне.

Различия в спектральных характеристиках ИК излучения ЛА во многом обусловлены различным характером прохождения излучения в атмосфере и углом визирования.

Характер индикатрис ИК излучения ЛА во многом определяется типом применяемых двигателей и их компоновкой на ЛА.

Более «вытянутые» индикатрисы, как правило, соответствуют двигателям с большим удлинением выхлопного устройства или же более холодными боковыми стенками.

В общем случае индикатрисы ИК излучения двигателей ЛА могут быть аппроксимированы функцией вида:

$$I_{\text{изл.}} = I_{\text{изл.макс}} \left[\frac{P}{1 + e \cdot \cos(\gamma - \varphi)} + \alpha \right],$$

где $I_{\text{изл.}}$ – сила излучения; $I_{\text{изл.макс}}$ – максимальная сила излучения для данной индикатрисы; P , e , γ , α – параметры кривой, определяемые подбором при аппроксимации; φ – азимутальный угол визирования цели.

Для полноты информации об ИК излучении ЛА должны быть определены индикатрисы для ряда значений дальностей до приемника излучения.

Анализ характеристик ИК излучения ЛА показывает, что современные и даже перспективные ЛА являются весьма уязвимыми с точки зрения ИК заметности для ракет с ИК ГСН. Это обстоятельство настоятельно требует проведения на всем парке отечественных ЛА специальных мероприятий по снижению уровней ИК излучения ЛА (их оптической контрастности) с целью повышения их боевой живучести.

Выводы

1. Современные самолеты и вертолеты являются мощными источниками ИК излучения, позволяющими обнаруживать их и применять средства поражения с оптико-электронными системами наведения на дальностях до нескольких десятков километров.

2. Основной вклад в собственное излучение ЛА (в зависимости от режима полета и направлений наблюдения) дают сопло двигателя, газовая струя и нагретая обшивка планера.

На дозвуковых скоростях полета ЛА основным источником его ИК излучения в диапазоне длин волн 3,5–5,5 мкм, в котором работают большинство ИК ГСН ракет, является двигатель и выхлопная газовая струя.

На сверхзвуковых скоростях полета – обшивка планера и струя выхлопных газов.

Литература

1. Криксунов Л.З. Справочник по основам инфракрасной техники / Л.З. Криксунов – М.: Советское радио. – 1978. – 500 с.
2. Госсорг Ж. Инфракрасная термография. Основы, техника, применение / Ж. Госсорг. Пер. с фр. – М.: Мир. 1988. – 399 с.
3. Системы управления вооружением истребителей. Основы интеллекта многофункционального самолета / [под ред. Академика РАН Е. А. Федосова]. – М. : Машиностроение. 2005. – 400 с.

Bibliography (transliterated)

1. Kriksunov L.Z. Spravochnik po osnovam infrakrasnoj tehniki L.Z. Kriksunov – M.: Sovetskoe radio. – 1978. – 500 p.
2. Gossorg Zh. Infrakrasnaja termografija. Osnovy, tehnika, primenenie Zh. Gossorg. Per. s fr. – M.: Mir. 1988. – 399 p.
3. Sistemy upravlenija vooruzheniem istrebitelej. Osnovy intellekta mnogofunkcional'nogo sa-moleta [pod red. Akademika RAN E. A. Fedosova]. – M. : Mashinostroenie. 2005. – 400 p.

УДК 533.6

Башинський В.Г.

**АНАЛІЗ ОСНОВНИХ ДЕМАСКУЮЧИХ ОЗНАК ЛІТАЛЬНОГО АПАРАТУ
ЯК ЦІЛІ КЕРОВАНИХ РАКЕТ З ІНФРАЧЕРВОНИМИ ГОЛОВКАМИ САМОНАВЕДЕННЯ**

Розглянуті основні джерела і характер випромінювання літальних апаратів збільшують їх помітність в інфрачервоній області спектра. Показана можливість зниження рівня інфрачервоного випромінювання літального апарату – основного джерела енергії інформаційного каналу інфрачервоних головок самонаведення керованих ракет.

**ОБЗОР ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ГАЗОВЫХ ХОЛОДИЛЬНЫХ МАШИН
В УМЕРЕННОМ ТЕМПЕРАТУРНОМ ДИАПАЗОНЕ**

Актуальность и постановка задачи. Широкое использование парокompрессионного цикла в умеренном температурном диапазоне требует учёта ограничений на использование фреонов (Монреальский и Киотский протоколы) и повышения энергетической эффективности циклов. Поэтому появились альтернативные направления развития холодильной техники: термоэлектричество; газовые холодильные машины (ГХМ); магнитное охлаждение; адсорбционное охлаждение и т.д.

Развитие направления связанного с ГХМ имеет ряд преимуществ. Во-первых, эти устройства обладают высокой термодинамической эффективностью (теоретическая эффективность циклов Стирлинга и Карно совпадают). В настоящее время уже существуют устройства, которые работают по обратному циклу Стирлинга, не уступающие по эффективности парокompрессионным холодильным машинам (ПХМ) [1]. Во-вторых, рабочие тела этих устройств экологически безопасны (гелий, водород, воздух и т.д.). В-третьих, имеется большой опыт расчёта и проектирования этих устройств на криогенный температурный уровень.

В работе [2] был составлен рейтинг технологий по пяти критериям: уровень развития технологии, сложность конструкций, компактность и масса, эксплуатационные расходы, эффективность. ГХМ Стирлинга и низкотемпературные охладители на пульсационной трубке (НОПТ) имеют наиболее высокий потенциал для использования в умеренном температурном диапазоне по сравнению с другими альтернативными технологиями получения холода. Первую позицию в этом рейтинге заняли парокompрессионные холодильные машины.

Несмотря на высокие позиции в этом рейтинге, авторы отвергли возможность использования ГХМ в умеренном температурном диапазоне. Но в работе [3] полагают, что необходимы дополнительные исследования, чтобы однозначно дать ответ о применении этих устройств в холодильной технике.

О перспективности этого направления, также говорит и то, что интерес к нему проявляют ряд крупнейших коммерческих организаций мира [1]: Global Cooling B. V., LG Electronics, Stirling Power System, Sunpower Inc., General Electric и т.д.

Актуальной задачей является расчёт и оптимизация ГХМ. В этих устройствах протекают сложные нестационарные процессы. Для описания этих процессов и расчёта интегральных характеристик нужны адекватные математические модели. Их использование позволяет ускорить процесс проектирования машин и сократить материальные затраты на эксперименты. В настоящее время наиболее актуальны одномерные математические модели [4]. Во-первых, для их применения не требуется специальная вычислительная техника, в отличие от многомерных моделей. Во-вторых, они достаточно подробно описывают процессы, протекающие в элементах ГХМ. Каждая из этих моделей имеет свои характеристики и свойства. Следовательно, их применение определяется целями исследования.

Задачей этого исследования является, во-первых, изучение особенностей применения ГХМ в умеренном температурном диапазоне, во-вторых, анализ существующих математических моделей и программ для расчёта этих устройств.

ГХМ на умеренный холод. Первое исследование ГХМ на умеренный холод было проведено Финклинштейном и Полонски в 1959 году [5]. Результаты, полученные в ходе этого исследования, показали, что ГХМ Стирлинга может достигать близких или лучших показателей, чем ПХМ. В качестве рабочего тела использовался воздух. После длительного перерыва в 1990 году исследования возобновились. Компания General Electric получила заказ от Sunpower Inc. на разработку охладителя Стирлинга, что стало новым этапом развития ГХМ для получения холода в умеренном температурном диапазоне [6].

В работе [7] выделяются следующие достоинства этих машин: высокая эффективность при малых значениях холодопроизводительности, сохранение эффективности в широком диапазоне изменения внешних условий работы (температуры окружающей среды, температуры охлаждения и т.д.). Также эти устройства обладают массой, не превышающей массу ПХМ [6].

Компактность и возможность сохранять высокий КПД даже при нагрузках порядка 5 Вт позволяет им конкурировать с термоэлектрическими устройствами охлаждения в умеренном температурном диапазоне. Эта особенность позволяет использовать эти устройства в комбинации с солнечными батареями [8].

В связи с тем, что доминируют на рынке ПХМ, были выявлены их основные отличия от ГХМ.

Во-первых, газовые холодильные машины, в отличие от парокompрессионных работают непрерывно. В этом режиме работы отсутствуют следующие потери [9]: средняя температура конденсации выше, а средняя температура кипения ниже по сравнению с непрерывно работающим охладителем при заданной нагрузке; потери пуска/остановки.

Во-вторых, непрерывная работа уменьшает тепловую нагрузку на теплообменную аппаратуру [10].

В-третьих, хладагент ПХМ, как правило, является средой, с помощью которой отводится тепло от охлаждаемого объекта, а для ГХМ необходимы дополнительные способы переноса холода к этому объекту

[11]: вторичная среда, перекачиваемая насосом; вентиляторы; термосифоны. Это обусловлено тем, что газовая холодильная машина должна иметь малый мертвый объем, что накладывает ограничение на размеры теплообменников устройства, что в свою очередь не позволяет разместить их непосредственно в холодильной или морозильной камере. С другой стороны, на крупных промышленных и торговых объектах ПХМ охлаждает, как правило, вторичную рабочую среду (система чилер-фанкойл). В этих системах можно говорить о непосредственной замене парокompрессионной машины на газовую.

Еще одно преимущество ГХМ является то, что холодопроизводительность и температура в камере регулируются изменением мощности привода [12].

В [13] отмечается, что при температурах ниже -30°C эффективность ГХМ значительно выше, чем у ПХМ. Использование парокompрессионного цикла при этих температурах осложнено необходимостью применения многоступенчатого компрессора, что существенно повышает стоимость этих установок [7]. Поэтому при этих температурах предпочтительнее использовать газовую машину. Хранение и заморозка продуктов при температурах ниже -30°C позволяет дольше хранить продукты и сохранять их качество.

Также, в умеренном температурном диапазоне можно использовать НОПТ. Его главным преимуществом является компактность, малая масса, простота конструкции. Охладитель имеет большой потенциал быть использованным в этом диапазоне температур. Но из-за более низкой термодинамической эффективности, по сравнению с циклом Стирлинга, требуются исследования для повышения его эффективности.

Еще одна область применения ГХМ – это тепловые насосы. Важность их использования отмечается в условиях Украины отмечено в [14].

Все эти охладители имеют высокую цену на рынке. Но при увеличении объема выпуска единиц бытовых холодильников с 10 тыс. единиц в год до 25 тыс., цена может упасть с 336 дол. за единицу до 86 дол. [15].

Таким образом, ГХМ это устройства, которые на данный момент, как минимум, не уступают в эффективности ПХМ. Дальнейшее повышение их КПД, снижение цены за счет серийного производства и совершенствования конструкций в будущем может позволить им составить конкуренцию ПХМ.

Методы анализа рабочего процесса ГХМ и результаты расчета. Для моделирования ГХМ существует большое количество математических моделей. Все они отличаются по степени приближения к реальному процессу.

В настоящее время наиболее актуальным методом анализа характеристик ГХМ является многомерное моделирование [4]. Этот подход, по сравнению с другими, позволяет получить большой объем информации о процессах, протекающих в машинах. Также появляется возможность исследования влияния некоторых конструктивных особенностей ГХМ. Но их широкое применение ограничивается возможностями современной вычислительной техники. Например, оптимизация этих устройств с использованием многомерных моделей требует значительного количества расчетного времени. Поэтому поиск оптимальных параметров и режимов работы устройств проводится по одномерным математическим моделям, а с помощью многомерного моделирования и эксперимента проводится верификация расчетов.

Следовательно, анализ на основе одномерных математических моделей является актуальным. Точность и качество расчета параметров машин для этих моделей зависит от качества эмпирических соотношений, использованных в них (коэффициент теплоотдачи, коэффициент сопротивления и т.д.).

Большой опыт математического моделирования и экспериментального исследования ГХМ позволяет создавать новые качественные математические модели и создавать программы, объединяющие ранее созданные модели.

Наиболее современные программы расчета параметров ГХМ – это DeltaE, Sage, REGEN 3.2, ARCOPTR [4].

Программа ARCOPTR позволяет быстро и легко оценивать параметры НОПТ. Но она ограничена одним классом устройств.

REGEN 3.2 – пакет для качественной и точной оценки характеристик регенераторов. Среди недостатков можно выделить то, что выбор рабочего тела ограничен гелием и исследовать можно только один структурный элемент ГХМ.

DeltaE позволяет исследовать большой класс устройств. Но этот пакет, в первую очередь, ориентирован на расчет термоакустических аппаратов. При увеличении амплитуды колебания давления погрешность расчета может существенно возрасти. Эта особенность сужает класс исследуемых устройств. Также эта программа имеет сложный интерфейс создания расчетных схем, что увеличивает вероятность появления ошибки при построении математической модели рассчитываемого устройства.

Особое место среди этих программ занимает Sage. Она может рассматривать широкий класс устройств (ГХМ Стирлинга, Гиффорда-Макгона и т.д.). Также это приложение обладает графическим интерфейсом создания расчетных схем. Эти схемы создаются из элементов, которые обладают определенными свойствами (регенератор, теплообменник и т.д.). Sage имеет хорошие рекомендации от Sunpower [16], одного из крупнейшего производителя криогенных устройств мира.

Все эти программы обладают одним существенным недостатком – они с закрытым кодом и в них отсутствуют опции для изучения влияния коэффициентов гидравлического сопротивления и теплоотдачи. Эта необходимость возникает при исследовании влияния эмпирических соотношений на точность опре-

деления интегральных характеристик устройств. То есть, нет возможности управлениями моделями без участия их разработчиков. В одномерных математических моделях эти соотношения оказывают сильное влияние на точность расчета параметров ГХМ.

Поэтому за основу была взята математическая модель, которая основана на структурно-модульном представлении криосистем и позволяет рассчитывать, практически, все типы ГХМ [17].

Структурные схемы ГХМ представляются в виде комбинации модулей. В качестве модулей рассматривается магистрали (генераторы, газовые каналы и т.п.), соединяющие концевые полости (компрессорные зоны, зоны расширения, конфузоры).

Процессы в магистралях описываются системой одномерных дифференциальных уравнений газовой динамики в частных производных (уравнения энергии, неразрывности, движения) [17]. Процессы в полостях описываются обыкновенными дифференциальными уравнениями массы и энергии. Для сопряжения полостей и магистралей используются закон сохранения импульса и энергии. После конечно-разностной аппроксимации, полученная система алгебраических уравнений линейризуется и решается методом ортогональной прогонки.

Расчёт параметров ГХМ. Структурно-модульное представление даёт возможность для создания программы, в которой с помощью графического интерфейса можно будет формировать расчётные схемы. Также этот подход позволяет вкладывать различные модели для расчета параметров в одном и том же элементе машины.

В базовом варианте эта модель не позволяла рассчитывать закомпонованные течения рабочего тела, которые могут возникать в магистралях (регенератор ГХМ Стирлинга, пульсационная трубка). Это значительно сужало класс рассчитываемых устройств. Поэтому алгоритм был модернизирован для расчёта этих течений [18].

Так как классическая форма записи закона Ньютона-Римана не может учитывать сложное изменения параметров газа в поперечном сечении канала. Поэтому тепловой поток в магистралях и полостях в математической модели был записан в комплексной форме [19]. В результате, была создана программа в среде Lazarus, которая позволяет формировать в графическом режиме расчётные схемы ГХМ и вычислять их параметры.

Результаты расчётов интегральных характеристик машин с использованием модифицированной модели показали хорошее согласование с экспериментом [18, 20]. В этой работе был выполнен расчёт ГХМ Стирлинга. Режимные и геометрические характеристики представлены в работе [17]. На рисунке 1 показаны результаты расчёта. Рассогласование с экспериментальными данными не превышает 20 %.

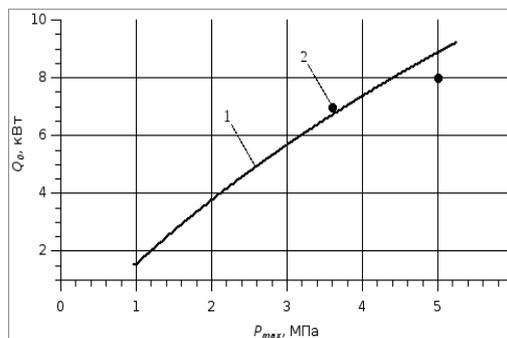


Рисунок 1 – Зависимость холодопроизводительности ГХМ Стирлинга от максимального давления в цикле:
1 – расчет; 2 – эксперимент

Литература

1. Kirillov N.G. Stirling Refrigerating Machine – Promising Equipment for Moderate Refrigeration / N.G. Kirillov // Chemical and Petroleum Engineering. Cryogenic Engineering, Production and Use Industrial Gas. – 2005. – P. 372–376.
2. Gauger D.C. Alternative technologies for refrigeration and air-conditioned application / D.C. Gauger, H.N. Shapiro, M.B. Pate. // Project Summary. U. S. Environmental Protection Agency. – May 1995.
3. Butler D. Life after CFCs and HCFCs / D. Butler // BRE publication. CIBSE National Conference. – 2001.
4. Dyson. R.W. On the Need of Multidimensional Stirling Simulations / R.W. Dyson, S.D. Wilson, R.C. Tew, R.Demko // Third International Energy Conversion Conference. – San Francisco, California. – 15–18 August, 2005.
5. Yong-Rak Kwon. Operational characteristic of Stirling Machinery / Yong-Rak Kwon, Berchowitz D.M // International Congress of Refrigeration, Washington, D.C. – 2003.
6. Berchowitz D.M. Maximized Performance of Stirling Cycle Refrigerators / D.M. Berchowitz // IIR Conference –

Natural Working Fluids, Oslo, Norway. – 1998.

7. Kim S.-Y. The Application of Stirling Cooler to Refrigeration / Kim S.-Y., Chung W.-S., Shin D.-K. and Cho K.-S // Proceedings, 32nd IECEC, Hawaii, USA. – 1997.

8. Berchowitz D.M. Recent advances in Stirling Cycle Refrigeration / D.M. Berchowitz, D. Kiikka and B.D. Mennink // 19th IIR Conference, The Hague, the Netherlands. – August 20–25, 1995.

9. Janssen M. Measurement and application of performance characteristics of a Free Piston Stirling Cooler / M. Janssen, P. Beks // Ninth International Refrigeration and Air Conditioning Conference, Purdue. – 2002

10. Welty S.C. Energy efficient freezer installation using natural gas and a Free Piston Stirling Cooler/ S.C. Welty, F. Cueva // VI International Refrigeration and Air Conditioning Conference, Trabajo. – 2001. – № 96. – P. 199–208.

11. Oguz E. Experimental Investigation of a Stirling Cycle Cooled Domestic Refrigerator / Oguz E., Ozkadi F. // IIR Conference at Purdue, USA. – 2002

12. Berchowitz D.M. Stirling Coolers for Solar Refrigerators / D.M. Berchowitz // International Appliance Technical Conference. Purdue University. USA. May 13–15, 1996.

13. Афанасьев В.А. Сравнение экологических и технических параметров парокомпрессионных холодильных машин и газовых холодильных машин / В.А. Афанасьев, Г.А. Марутов, А.М. Цейтлин // Вестник АГТУ. – 2011. – №2(52) – С. 11–14.

14. Губарь В.Ф. Эффективность комплексных теплонасосных установок Стирлинга с возобновляемыми источниками теплоты / В.Ф. Губарь, С.А. Горожанкин // Коммунальное хозяйство городов: Научно-технический сборник. – 2003. – Вып. 49. – С. 21–25.

15. Karandikar A. Low cost small cryocoolers for commercial applications / A. Karandikar, D. Berchowitz // Cryogenic Engineering Conference, Columbus, Ohio – 1995.

16. Wilson K.B. The use of Sage simulation software in the design and testing of Subpower's pulse-tube cryocoolers // Master of Sciences thesis. – Ohio Unoversity. – 2005.

17. Подольский А.Г. Структурно-модульный анализ термогазодинамики криогенных систем с нестационарными процессами. Дис. на соискание степени д-ра техн. наук: ФТИНТ. – 1986. – 315 с.

18. Кухаренко В.Н. Математическое моделирование теплофизических процессов низкотемпературных газов при помощи структурно-модульного подхода / В.Н. Кухаренко, В.В. Кузнецов // Холодильна техніка і технологія. – 2009. – № 5(121). – С. 11–14.

19. Jeong S. Experimental study of the heat transfer in pulse tubes / S. Jeong, K. Nam, H.-M Chang, E.S. Jeong // Cryocoolers 11. – 2001. – P. 345–352.

20. Кузнецов В.В. Анализ влияния эмпирических соотношений на интегральные характеристики низкотемпературных охладителей с пульсационной трубкой / В.В. Кузнецов, В.Н. Кухаренко // Технические газы. – 2012. – №1. – С. 35–40.

Bibliography (transliterated)

1. Kirillov N.G. Stirling Refrigerating Machine – Promising Equipment for Moderate Refrigeration
N.G. Kirillov Chemical and Petroleum Engineering. Cryogenic Engineering, Production and Use Industrial Gas. – 2005. – P. 372–376.

2. Gauger D.C. Alternative technologies for refrigeration and air-conditioned application D.C. Gauger, H.N. Shapiro, M.B. Pate. Project Summary. U. S. Environmental Protection Agency. – May 1995.

3. Butler D. Life after CFCs and HCFCs D. Butler BRE publication. CIBSE National Conference. – 2001.

4. Dyson. R.W. On the Need of Multidimensional Stirling Simulations R.W. Dyson, S.D. Wilson, R.C. Tew, R. Demko Third International Energy Conversion Conference. – San Francisco, California. – 15–18 August, 2005.

5. Yong-Rak Kwon. Operational characteristic of Stirling Machinery Yong-Rak Kwon, Berchowitz D.M International Congress of Refrigeration, Washington, D.C. – 2003.

6. Berchowitz D.M. Maximized Performance of Stirling Cycle Refrigerators D.M. Berchowitz IIR Conference – Natural Working Fluids, Oslo, Norway. – 1998.

7. Kim S.-Y. The Application of Stirling Cooler to Refrigeration Kim S.-Y., Chung W.-S., Shin D.-K. and Cho K.-S Proceedings, 32nd IECEC, Hawaii, USA. – 1997.

8. Berchowitz D.M. Recent advances in Stirling Cycle Refrigeration D.M. Berchowitz, D. Kiikka and B.D. Mennink 19th IIR Conference, The Hague, the Netherlands. – August 20–25, 1995.

9. Janssen M. Measurement and application of performance characteristics of a Free Piston Stirling Cooler M. Janssen, P. Beks Ninth International Refrigeration and Air Conditioning Conference, Purdue. – 2002

10. Welty S.C. Energy efficient freezer installation using natural gas and a Free Piston Stirling Cooler S.C. Welty, F. Cueva VI International Refrigeration and Air Conditioning Conference, Trabajo. – 2001. – # 96. – P. 199–208.

11. Oguz E. Experimental Investigation of a Stirling Cycle Cooled Domestic Refrigerator Oguz E., Ozkadi F. IIR Conference at Purdue, USA. – 2002
12. Berchowitz D.M. Stirling Coolers for Solar Refrigerators D.M. Berchowitz International Appliance Technical Conference. Purdue University. USA. May 13–15, 1996.
13. Afanas'ev V.A. Sravnenie jekologicheskikh i tehniceskikh parametrov parokompressionnyh holodil'nyh mashin i gazovyh holodil'nyh mashin V.A. Afanas'ev, G.A. Marutov, A.M. Cejtin Vestnik AGTU. – 2011. – #2(52) – p. 11–14.
14. Gubar' V.F. Jeffektivnost' kompleksnyh teplonasosnyh ustanovok Stirlinga s vozobnovljaemymi istochnikami teploty V.F. Gubar', S.A. Gorozhankin Kommunal'noe hozjajstvo gorodov: Nauchno-tehnicheskij sbornik. – 2003. – Vyp. 49. – p. 21–25.
15. Karandikar A. Low cost small cryocoolers for commercial applications A. Karandikar, D. Berchowitz Cryogenic Engineering Conference, Columbus, Ohio – 1995.
16. Wilson K.B. The use of Sage simulation software in the design and testing of Subpower's pulse-tube cryocoolers Master of Sciences thesis. – Ohio Unoversity. – 2005.
17. Podol'skij A.G. Strukturno-modul'nyj analiz termogazodinamiki kriogennyh sistem s nestacionarnymi processami. Dis. na soiskanie stepeni d-ra teh. nauk: FTINT. – 1986. – 315 p.
18. Kuharenko V.N. Matematicheskoe modelirovanie teplofizicheskikh processov nizkotemperaturnykh gazovyh pri pomoshhi strukturno-modul'nogo podhoda V.N. Kuharenko, V.V. Kuznecov Holodil'na tehnika i tehnologija. – 2009. – # 5(121). – p. 11–14.
19. Jeong S. Experimental study of the heat transfer in pulse tubes S. Jeong, K. Nam, H.-M Chang , E.S. Jeong Cryocoolers 11. – 2001. – P. 345–352.
20. Kuznecov V.V. Analiz vlijaniya jempiricheskikh sootnoshenij na integral'nye harakteristiki nizkotemperaturnykh ohladitelej s pul'sacionnoj trubkoj V.V. Kuznecov, V.N. Kuharenko Tehnicheskie gazy. – 2012. – #1. – p. 35–40.

УДК 621.59

Кузнецов В.В., Кухаренко В.М.

ОГЛЯД ВИКОРИСТАННЯ ГАЗОВИХ ХОЛОДИЛЬНИХ МАШИН У ПОМІРНОМУ ТЕМПЕРАТУРНОМУ ДІАПАЗОНІ

У статті розглянуто застосування газових холодильних машин в помірному температурному діапазоні. Ці пристрої можуть конкурувати з парокompresійними холодильними машинами в цьому діапазоні. Був проведений огляд математичних моделей і програм для розрахунку характеристик газових холодильних машин. Виконано розрахунок машини Стірлінга. Розузгодження з експериментальними даними не перевищило 20 %.

Kuznetsov V.V., Kukharenko V.N.

REVIEW OF GAS REFRIGERATING MACHINES USAGE IN THE MODERATE TEMPERATURE RANGE

In given article the gas refrigerating machine usage on the moderate temperature range has considered. These devices can compete with the vapor compression refrigeration machines in this range. A review of mathematical models and software for calculating the characteristics of gas refrigerating machines have performed. The calculation of the Stirling machine has carried out. Mismatch with the experimental data did not exceed 20 %.