

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

<i>Товажнянский Л. Л., Ульянов Л. М., Васильев М. А.</i> Тепловая интеграция процессу очищения коксового газа від бензольних вуглеводородів за допомогою програм «HINT» та «ASPEN HYSYS»	3
<i>Сахненко Н. Д., Проскурин Н. Н., Ведь М. В., Богоявленская Е. В.</i> Энергосберегающие технологии синтеза многослойных покрытий активными диэлектриками	8
<i>Бурдо О. Г., Бандура В. Н., Ружицкая Н. В., Яровой И. И.</i> Энергетика пищевых нанотехнологий	11
<i>Боровок С. В., Братута Э. Г., Кругляков О. В.</i> К экспериментальному определению эффективности пластинчатых каплеуловителей теплообменников контактного типа	16
<i>Ульев Л. М., Ставрова К. И.</i> Тепловая интеграция пятиколонного агрегата производства спирта	21
<i>Єрмоленко І. Ю., Ведь М. В., Сахненко М. Д., Андросук Д. С.</i> Оптимізація електрохімічної технології перероблення вольфрамвмісних псевдосплавів	29
<i>Терзиев С. Г., Кураков О. М., Борщ А. А., Макиевская Т. Л.</i> Совершенствование энерготехнологий при производстве пищевых концентратов	32
<i>Редько А. А., Павловский С. В., Загребельный И. Н., Компан А. И., Пивненко Ю. А.</i> Утилизация теплоты в энергетической установке с органическим теплоносителем	37

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

<i>Товажнянский Л. Л., Арсеньева О. П., Капустенко П. А., Хавин Г. Л.</i> Оптимальный расчет теплообменников с каналами различной гофрировки для двухступенчатой смешанной схемы ГВС	41
<i>Анипко О. Б., Бирюков И. Ю.</i> Физические принципы разработки и создания комплексной оптико-акустической подсистемы обнаружения наземных целей объектами бронетехники	48
<i>Соколов М. В., Ульянов Л. М., Сулима А. Н.</i> Разработка экспериментального оборудования для создания эффективных контактных устройств ректификационных колон	55
<i>Анипко О. Б., Хайков В. Л.</i> Анализ методов оценки состояния пороховых зарядов как элемент системы мониторинга артиллерийских боеприпасов	60
<i>Ведь Е. В., Толчинский Ю. А.</i>	

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Харлампици Д. Х., Братута Э. Г., Шерстюк А. В.

Расчет характеристик реверсивного кондиционера-теплового насоса при переводе его на альтернативные хладагенты 78

Данилов Ю. Б., Ульянов Л. М.

Теоретические и экспериментальные исследования теплопередачи и кипения в выпарных аппаратах со стекающей плёнкой 84

Дудка С. В., Тошинский В. И., Клименко Р. Н.

Исследование процесса пульпообразования в технологии гранулирования фосфоросодержащих удобрений марки «СУПЕРАГРО N:P 10:40» 97

Глушкова М. А., Майба М. В., Ведь М. В., Сахненко Н. Д., Зюбанова С. И.

Формирование материалов на основе переходных металлов для экотехнологий 104

Сахненко М. Д., Ведь М. В., Шевченко Р. О.

Метод подолання прихоплення бурильних труб за рахунок зовнішньої поляризації 107

КОРОТКІ ДОПОВІДІ

Арсеньева О. П., Янг М., Критенден Б., Капустенко П. А.

Загрязнения теплопередающей поверхности теплообменных аппаратов с интенсификацией теплоотдачи 110

Арсеньева О. П., Товажнянский Л. Л., Смит Р., Булатов И. С., Капустенко П. А., Хавин Г. Л.

Преимущества интенсификации теплообмена при проектировании теплообменных сетей 112

УДК 66.045.7

Товажнянський Л.Л., Ульєв Л.М., Васильєв М.А.

ТЕПЛОВА ІНТЕГРАЦІЯ ПРОЦЕСУ ОЧИЩЕННЯ КОКСОВОГО ГАЗУ ВІД БЕНЗОЛЬНИХ ВУГЛЕВОДОРОДІВ ЗА ДОПОМОГОЮ ПРОГРАМ «HINT» ТА «ASPEN HYSYS»**Вступ**

Глобальна ситуація в енергетиці показує, що попит і пропозиція на нафту і газ ростимуть в наступні десятиліття, що може значною мірою вплинути на рівень цін на енергоносії.

Зростання цін на енергоресурси і, як правило їх монопольні постачання змушують енергозалежні країни диверсифікувати постачання енергоносіїв і прискореними темпами реалізовувати енергозберігаючі програми. Тому закономірно, що за останні десятиліття ХХ століття у високорозвинених країнах спостерігається тенденція до зниження енергоємності виробництва.

Ця тенденція стала проявлятися після світової енергетичної кризи 70-х років ХХ ст. Більше того зростання реальних цін на енергоресурси в кінці 90-х років ХХ ст. вплинуло на збільшення фінансування енергозберігаючих інвестиційних проектів в країнах з високорозвинутою економікою.

Так, наприклад, в групі країн Організації економічного співробітництва і розвитку (ОЕСР) середній індекс зменшення енергоємності ВВП склав в 2004 р. більше 15 %, а в таких країнах як Данія, Німеччина, Великобританія, США, Ірландія, – 40–50 %.

Масштаб і загальний технологічний устрій української економіки зумовлюють досить значне кінцеве споживання первинних енергоресурсів. Так, у 2006 р. Україна використовувала 207 млн. т.у.п., що в три рази перевищує середній показник для країн що утворюють ядро Євросоюзу.

За підсумками 2007 року енергоємність ВВП в Україні склала 0,89 кг умовного палива на 1 дол. США. Цей показник є сьогодні найвищим серед країн Європи. Зокрема в Польщі енергоємність ВВП складає 0,34 кг у. п/дол. США, Угорщини – 0,30, Німеччині – 0,26, Великобританії – 0,23 [1].

Особливо важливим є зменшення енергоспоживання в хімічній та металургійній промисловості де ціна на паливо складає основну частину собівартості продукції.

В Україні було введено в строй 14 коксохімічних заводів. Всі вони будувались під час відносних дешевих енергоносіїв, і в сьогодення, як правило, працюють далеко не в оптимальному режимі з погляду енергоспоживання. У зв'язку з стійкою тенденцією підвищення цін на енергоносії, питання енергозбереження на КХЗ стало винятково важливим.

У роботі досліджувався технологічний процес дистиляції бензолу, типовий для країн СНД. Сирий бензол витягується з прямого коксового газу абсорбцією органічними поглиначами [2].

Для впровадження ефективного енергозбереження вибираємо метод за допомогою якого буде проводитись реконструкція відділення дистиляції бензолу.

На сьогоднішній день набули широкого застосування декілька методів: інтегральний і декомпозиційний, методи математичного програмування серед яких виділимо лінійне і не лінійне програмування, і метод пінч аналізу.

Проаналізувавши ефективність представлених методів можна зробити висновок про те, що єдиним методом який може дати економічно-обґрунтований результат без проведення додаткових розрахунків, є метод пінч-аналізу, крім того, при виборі методу було також враховано що пінч-аналіз є досить універсальним і відносно простим засобом рішення поставлених завдань.

Моделювання існуючого процесу

Для моделювання процесу дистиляції бензолу використані програмні продукти AspenONE для інженерних розрахунків і моделювання, а саме пакет програм Aspen Hysys.

На рисунку 1 приведена технологічна схема відділення дистиляції бензолу до реконструкції змодельована в пакеті програм Aspen Hysys.

Технологічна схема відділення дистиляції бензолу рисунок 1 має три гарячих і два холодні потоки, які можуть брати участь в теплообміні.

Уточнені дані потоків процесу відділення дистиляції бензолу за допомоги пакету програм Aspen Hysys наведені в таблиці 1.

За допомоги утиліти «Composite Curves Utility» в програмі Hysys будуємо складові криві існуючого процесу рисунок 2.

За допомоги складових кривих побудованих в програмі Aspen Hysys з використанням утиліти «Composite Curves Utility» встановлено, що $\Delta T_{min} = 25$ °С, кількість гарячих та холодних утиліт існуючого процесу складає 6,0 та 13,2 МВт відповідно, а площа рекуперації дорівнює 9,655 МВт.

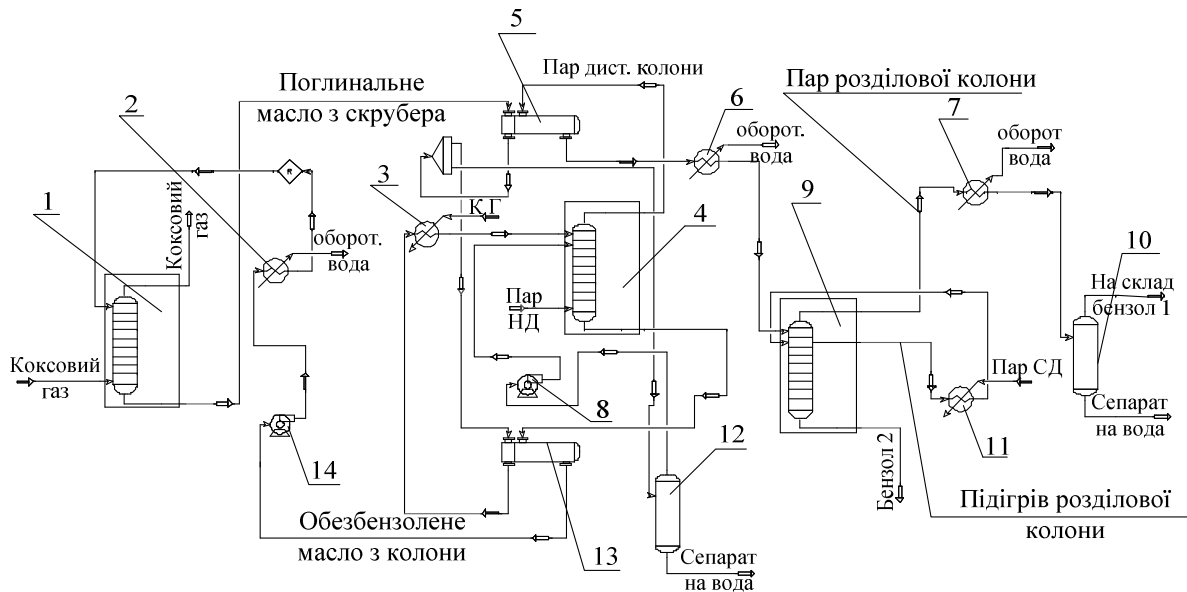


Рисунок 1 – Технологічна схема відділення дистиляції бензолу
 1 – бензолні скрубера; 2 – холодильники олії; 3 – трубчаста піч;
 4 – дистиляційна колона; 5 – дефлегматор масляний; 6 – дефлегматор водяний;
 7 – конденсатор; 8 – насос для флегми; 9 – розділова колона; 10 – сепаратор бензолу;
 11 – підігрівач; 12 – сепаратор флегми; 13 – теплообмінники масла;
 14,15 – насоси для поглинального масла

Таблиця 1 – Потоківі данні для процесу

№	Назва потоку	Тип	T_s	T_T	$W, \text{кг/с}$	r	C	CP	ΔH
1	Обезбензолене масло з колони	Гар	145	30	48,25	–	2,01	96,97	-11150
2,1	Конденсація пари дист. колони	Гар	100	100	3,6111	1908	–	–	-7074,17
2,2	Охолодження пари дист. колони	Гар	130	100	3,6111		1,7	6,14	
3,1	Конденсація пари розділової колони	Гар	74	74	2,361	1816		–	-4429,7
3,2	Конденсат паров розділової колони	Гар	74	30	2,361	–	3,23	7,63	
4	Поглинальне масло з скрубера	Хол	32	160	54,305	–	2,03	110,23	14109,2
5	Підігрів розділової колони	Хол	90	115	39,3	–	1,17	45,97	1149,5

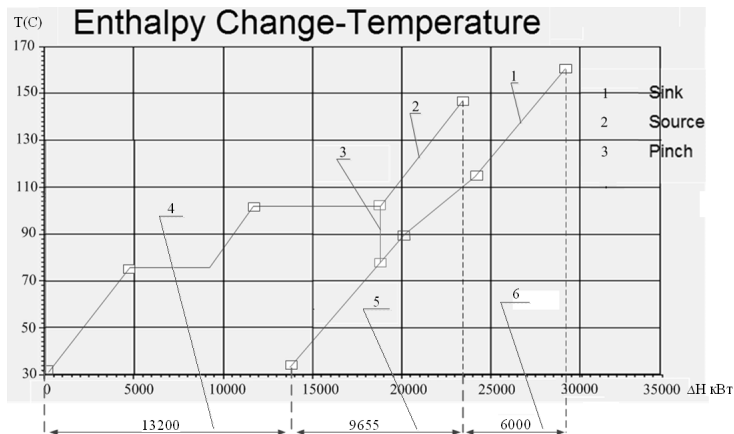


Рисунок 2 – Складові криві для існуючої поверхні рекуперації
 1 – Складова крива холодних потоків; 2 – складова крива гарячих потоків; 3 – точка пінча
 4 – кількість енергії холодних утиліт; 5 – кількість рекуперуємої енергії;
 6 – кількість енергії гарячих утиліт

Визначення енергозберігаючого потенціалу процесу

Для отримання економічно обґрунтованого значення ΔT_{\min} [3] за допомоги програми «Hint» будуюмо вартісні криві рисунку 3.

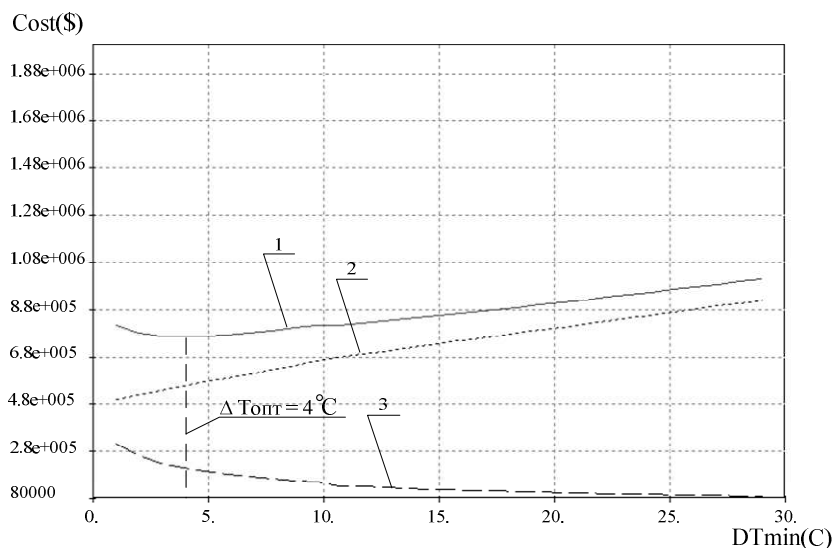


Рисунок 3 – Вартісні залежності приведених величин від мінімальної різниці температур для системи потоків з (табл. 1)

1 – приведена загальна вартість, 2 – приведена вартість енергії, 3 – приведені капітальні витрати

З вартісних кривих процесу знаходимо оптимальне значення [4] ΔT_{opt} , яке дорівнює 4 °С. Для нового значення $\Delta T_{\text{opt}} = 4$ °С будуюмо складові криві рисунку 4.

Для значення $\Delta T_{\text{opt}} = 4$ °С будуюмо нові складові криві, для встановлення площі рекуперації, та кількості гарячих і холодних утиліт.

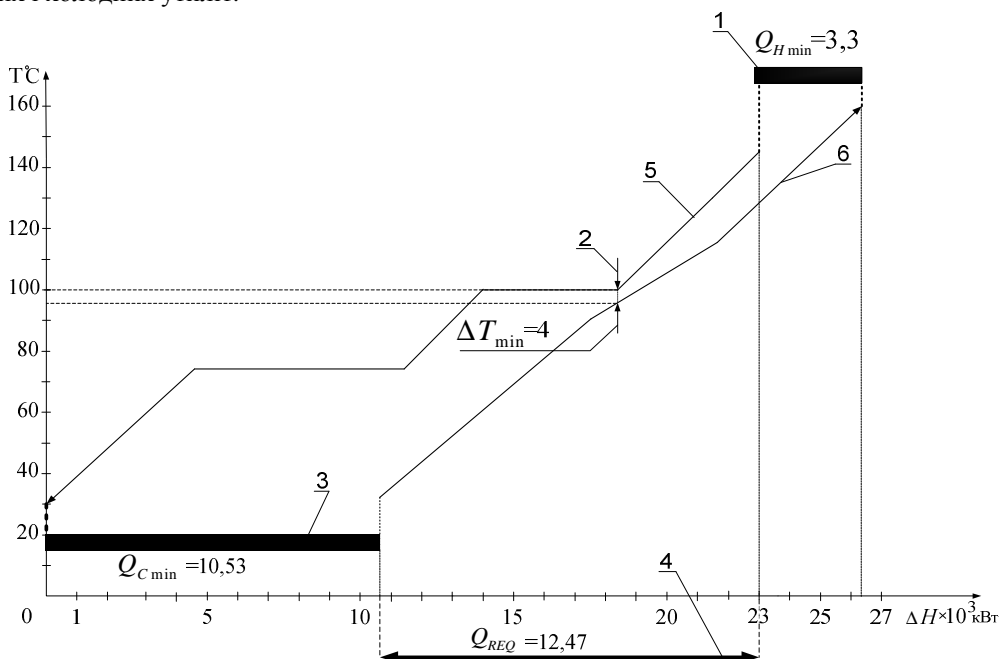


Рисунок 4 – Складові криві для оптимального значення ΔT

1 – кількість енергії гарячих утиліт; 2 – точка пінча; 3 – кількість енергії холодних утиліт; 4 – кількість рекуперуємої енергії; 5 – складова крива гарячих потоків; 6 – складова крива холодних потоків

Економія гарячих та холодних утиліт при новому значенні $\Delta T_{\text{opt}} = 4$ °С склала 2700 кВт та 2670 кВт, що відповідно становить (45 та 20,2) %.

Для $\Delta T_{\text{онт}} = 4 \text{ }^\circ\text{C}$ побудована нова сіткова діаграма [5] рисунок 5, на якій розташовано нове теплообмінне обладнання площа якого була розрахована в програмі «Cas» таблиця 2.

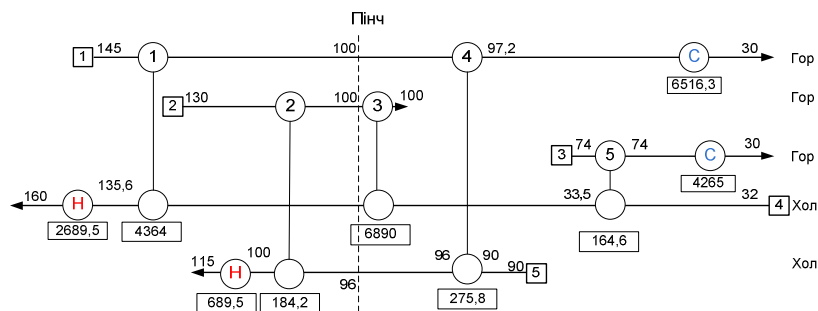


Рисунок 5 – Сіткова діаграма після реконструкції

Навантаження на теплообмінниках 1–2 дозволяє залишити старе теплообмінне обладнання, на позиції 3–5 були встановленні нові пластинчаті теплообмінники типу Компаблок фірми «Альфа-Лаваль» [6,7] технічні данні яких наведені у таблиці 2.

Таблиця 2 – Отримані технічні данні теплообмінника 3–5

Кількість апаратів	Коефіцієнт теплопередачі, Вт/м ² ·К	Поверхня теплообміну, м ²
1	1122	263,6
1	909,1	55,8
1	3475	1,1

При вартості гарячих і холодних утиліт 800 і 160 грн. за 1 кВт/рік відповідно [8] і вартості 5000 грн. за 1 м² теплообмінного обладнання [9] термін окупності складе приблизно 11 місяців, а коефіцієнт ефективності капітальних вкладень 1,07 грн/грн.

Висновки

Після реконструкції даної схеми отримана економія гарячих утиліт – 2700 кВт, холодних утиліт – 2670 кВт, що відповідно становить (45 та 20,2) %. Строк окупності дорівнює приблизно 11 місяцям.

Витрати на встановлення нового обладнання приблизно на 60 % менше від суми коштів, отриманих в результаті економії енергоносіїв, що говорить про доцільність капіталовкладень.

Даний проект може бути використаний для реконструкції дійсного виробництва (подібний процес використовується на Авдєвському КХЗ) та виробництва що планується.

Література

1. Урядовий портал, Прес-служба Кабінету Міністрів України, режим доступу до ресурсу: <http://www.kmu.gov.ua/>
2. Кресс Л.А. Реконструкция бензольного отделения коксохимического производства / Кресс Л.А., Крякунов С.В. // Кокс и химия. – 2005. – № 10. – С. 19–22.
3. Taal M. Cost estimation and energy price forecasts for economic evaluation of retrofit projects / Taal M., Bulatov I., Klemeš J. [and others] // Applied Thermal Engineering. – 2003. – № 23. – p. 1819–1835.
4. Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Ульев Л.М., Болдырев С.А., Бухкало С.И., Кауфман С.И. – Определение потенциала энергосбережения процесса дистилляции каменноугольной смолы и процесса переработки нафталиновой фракции на Авдеевском КХЗ // Интегровані технології та енергозбереження. – 2003 – № 2. – С. 23–30.
5. Смит Р. Основы интеграции тепловых процессов / Смит Р., Клемеш Й., Товажнянский Л.Л. и др. –

Харьков.: НТУ «ХПИ». 2000. – 456 с.

6. Сварные теплообменники (компаблоки), режим доступу до ресурсу: <http://evenprom.ru/doc-ru-584.htm>.

7. John E. Hesselgreaves. Compact Heat Exchangers. Selection, Design, And Operation / John E. Hesselgreaves. – Pergamon Press. An Imprint of Elsevier Science. 2001. – 437 p.

8. Державний комітет статистики України, режим доступу до ресурсу: <http://www.ukrstat.gov.ua/>

9. Офіційний сайт компанії «Alfalaval», режим доступу до ресурсу: <http://local.alfalaval.com/ru-ru/key-technologies/request/Pages/default.aspx>.

Bibliography (transliterated)

1. Urjadovij portal, Pres-sluzhba Kabinetu Ministriv Ukraïni, rezhim dostupu do resursu: <http://www.kmu.gov.ua/>

2. Kress L.A. Rekonstrukcija benzol'nogo otdelenija koksohimicheskogo proizvodstva Kress L.A., Krjakunov S.V. Koks i himija. – 2005. – # 10. – p. 19–22.

3. Taal M. Cost estimation and energy price forecasts for economic evaluation of retrofit projects Taal M., Bulatov I., Klemeš J. [and others] Applied Thermal Engineering. – 2003. – # 23. – p. 1819–1835.

4. Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Ul'ev L.M., Boldyrev S.A., Buhkalo S.I., Kaufman S.I. – Opredelenie potenciala jenergosberezhenija processa distilljacji kamennougol'noj smoly i processa pererabotki naftalinoj frakcii na Avdeevskom KHZ Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. – 2003 – # 2. – p. 23–30.

5. Smit R. Osnovy integracii teplovyh processov Smit R., Klemesh J., Tovazhnjanskij L.L. i dr. – Har'kov.: NTU «HPI». 2000. – 456 p.

6. Svarnye teploobmenniki (kompabloki), rezhim dostupu do resursu: <http://evenprom.ru/doc-ru-584.htm>.

7. John E. Hesselgreaves. Compact Heat Exchangers. Selection, Design, And Operation John E. Hesselgreaves. – Pergamon Press. An Imprint of Elsevier Science. 2001. – 437 p.

8. Derzhavnij komitet statistiki Ukraïni, rezhim dostupu do resursu: <http://www.ukrstat.gov.ua/>

9. Oficijnij sajt kompanii «Alfalaval», rezhim dostupu do resursu: <http://local.alfalaval.com/ru-ru/key-technologies/request/Pages/default.aspx>.

УДК 66.045.7

Товажнянский Л.Л., Ульев Л.М., Васильев М.А.

ТЕПЛОВАЯ ИНТЕГРАЦИЯ ПРОЦЕССА ОЧИСТКИ КОКСОВОГО ГАЗА ОТ БЕНЗОЛЬНЫХ УГЛЕВОДОРОДОВ С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММ «HINT» И «ASPEN HYSYS»

Представленная работа посвящена изучению процесса дистилляции бензола на коксохимическом производстве, определению потенциала энергосбережения для существующего процесса. Определены целевые значения горячих и холодных утилит. Экономия за счет снижения параметра ΔT_{\min} в теплообменной сети составит 45 % для горячих утилит и 20,2 % для холодных утилит.

Tovazhnyansky L., Ulyev L., Vasilyev M.

HEAT INTEGRATION PROCESS OF CLEANING COKE OVEN GAS BENZENE HYDROCARBON WITH PROGRAMS «HINT» AND «ASPEN HYSYS»

Present work is dedicated to studying of the benzene distillation process and energy saving retrofit of existing flowsheet by process integration methods. Target values of cold and hot utilities of existing process were determined. Hot and cold utilities consumption was reduced on 45 % and 20,2 % respectively. It was achieved by ΔT_{\min} decreasing and cross pinch blocking. Design of the optimal heat exchangers network design was outlined.

Сахненко Н.Д., Проскурин Н.Н., Ведь М.В., Богоявленская Е.В.

ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИИ СИНТЕЗА МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ АКТИВНЫМИ ДИЭЛЕКТРИКАМИ

Введение. Интерес к получению многослойных покрытий активными диэлектриками обусловлен возможностью получения магнитоэлектрического (МЭ) эффекта, значительно превосходящего соответствующие значения в известных однородных магнитоэлектрических материалах [1–3]. Наиболее перспективными веществами для получения наибольшего МЭ эффекта являются ферриты ($ZnO \cdot Fe_2O_4$) и сегнетоэлектрики ($Ba_x Sr_{(1-x)} Ti_y Zr_{(1-y)} O_3$). Одним из перспективных направлений использования композиционных феррит-сегнетоэлектрических материалов является создание датчиков физических величин с широким частотным диапазоном.

Существуют различные технологии формирования многослойных покрытий, среди которых наиболее распространенными являются методы напыления и прессования. Одной из причин высокой себестоимости покрытий получаемых этими методами является необходимость использования дорогостоящего крупногабаритного оборудования с высоким энергопотреблением.

Таким образом, разработка энергоберегающей технологии формирования многослойных покрытий активными диэлектриками является актуальной научно-практической задачей, которая обусловила направление исследований данной работы.

Методика эксперимента. Многослойные покрытия активными диэлектриками формировали в гальваностатическом режиме из водных растворов электролитов с добавлением высокодисперсных частиц (размером 1–10 мкм) феррита ($ZnO \cdot Fe_2O_4$) и сегнетоэлектрика ($Ba_x Sr_{(1-x)} Ti_y Zr_{(1-y)} O_3$). В качестве рабочих электродов использовали образцы из сплава алюминия размером 20 × 20 мм, вспомогательный электрод – нержавеющая сталь. Поверхность образцов исследовали сканирующим электронным микроскопом ZEISS EVO 40XVP, микрофотографии получали при увеличении 100–10000 раз. Химический состав поверхности исследовали при помощи анализа характеристического рентгеновского спектра, который регистрировали при помощи энерго-дисперсионного спектрометра INCA Energy 350.

Результаты исследований и их обсуждение. Ранее [4, 5] нами был предложен способ формирования многослойных покрытий активными диэлектриками, который основан на использовании двух электрохимических процессов: микродугового оксидирования (МДО) и электрофоретического осаждения (ЭФО). Выбор состава электролитов (табл. 1) осуществляли на основе анализа научно-технической литературы [6, 7], а также предшествующих разработок [8, 9].

Таблица 1 – Состав электролитов для получения покрытий активными диэлектриками на сплавах алюминия

Про- цесс	Электролит	Концентрация, моль/л	Содержание дисперсного материала, г/л	
			Сегнетоэлектрик	Феррит
МДО	щелочной	0,15...0,3	–	20...100
ЭФО	кислый	0,1...0,4	40...120	–

Данный способ (рис. 1) позволяет синтезировать равномерные по толщине осадки феррита и сегнетоэлектрика с высокой адгезией, а также характеризуется меньшим энергопотреблением по сравнению с методами напыления и прессования.

На первом этапе происходит осаждения магнитного материала методом МДО из щелочного раствора, путем заполнения пористой матрицы оксида алюминия дисперсными частицами феррита. Полученное покрытие характеризуется развитой поверхностью и высокой адгезией к металлической подложке (рис. 2, а). На следующем этапе осаждается слой сегнетоэлектрика электрофоретическим методом из кислого раствора, синтезированное покрытие имеет мелкокристаллическую структуру и высокую равномерность по толщине (рис. 2, б).

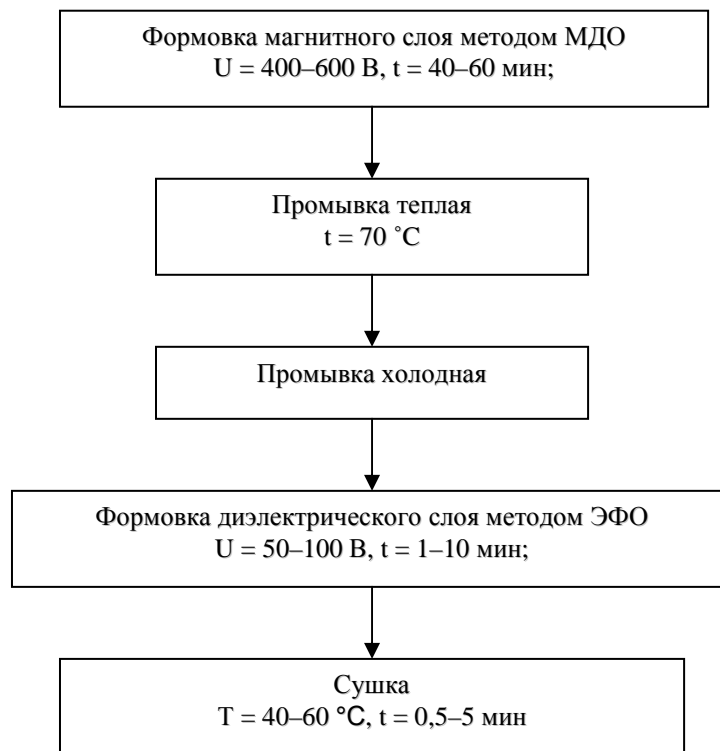
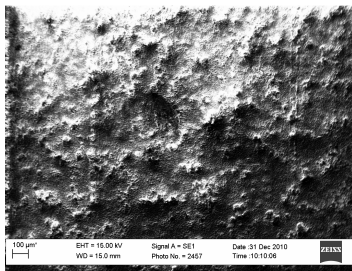
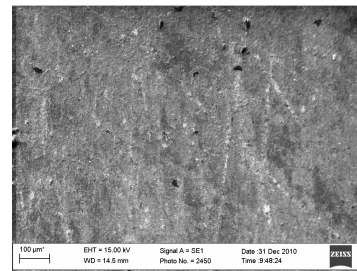


Рисунок 1 – Блок-схема процесса формирования многослойных покрытий активными диэлектриками



а



б

Рисунок 2 – Микрофотографии покрытия активными диэлектриками: феррит (а) и феррит / сегнетоэлектрик (б)

В таблице приведены результаты расчета энергопотребления предложенной электрохимической методологии в сравнении с данными методов напыления и прессования.

Таблица 2 – Результаты расчетов энергопотребления технологий получения покрытий

№	Технология	Потребление электроэнергии, кВт·час/см ²
1	Напыление	43
2	Прессование	30
3	МДО/ЭФО	0,05

Выводы. Предложен электрохимический способ синтеза равномерных по толщине многослойных покрытий активными диэлектриками с высокой адгезией к металлической подложке. Анализ результатов расчета количества электроэнергии необходимого для формирования многослойного покрытия указывает на экономическую целесообразность использования электрохимической технологии в сравнении с методами напыления и прессования.

Литература

1. Луцев Л. В. Спиновые возбуждения в гранулированных структурах с ферромагнитными наночастицами // ФТТ. – 2002. – Т.1. – № 44. – С. 58–61.
2. Солопан С.О., В'юнов О.І., Коваленко Л.Л., та ін. Синтез і властивості композиційних структур на основі сегнетоелектричних та магнітних фаз // Укр. хим. журн. – 2006. – Т.72. – №1. – С. 28–31.
3. Есис А.А., Павелко А.А Вербенко И.А. Реверсивная диэлектрическая проницаемость в сегнето-электрической фазе (область морфотропного фазового перехода) // Электронный журнал "Исследовано в России". – 2007. – Т. 96. – С. 988–993.
4. Сахненко М.Д., Ведь М.В., Проскурін М.М. та ін. Формування покриттів активними діелектриками на алюмінії та титані // Вопросы химии и химической технологии. – 2011. – Т.2. – №2. – С. 167–169.
5. Пат. на корисну модель 66123 Україна, МПК C25D 11/04. Спосіб створення магнітоелектричних покриттів шаруватої структури // Сахненко М.Д., Ведь М.В., Лісачук Г.В. та ін. – у 201106713, заявл. 30.05.2011; опубл. 26.12.2011; Бюл. № 24.
6. Суминов И.В., Эпельфельд А.В., Людин В.Б. и др. Микродуговое оксидирование (теория, технология, оборудование)./ М.: ЭКОМЕТ, 2005.– 352 с.
7. Баковец В.В., Поляков О.В., Долговесова И.П. Плазменно-электролитическая анодная обработка металлов / Новосибирск: Наука. Сибирское отделение, 1990. – 168 с.
8. Пат. на корисну модель 52663 Україна, МПК C25D 11/00. Спосіб одержання покриттів активними діелектриками на сплавах алюмінію та титану // Сахненко М.Д., Ведь М.В., Богоявленська О.В. та ін. – у 201000064, заявл. 11.01.2010; опубл. 10.09.2010; Бюл. № 17.
9. Сахненко М.Д., Ведь М.В., Богоявленська О.В. та ін. Формування покриттів активними діелектриками на вентильних металах мікродуговим оксидуванням // Вісник НТУ «ХПІ». – 2011.– №31. – С. 15–19.

Bibliography (transliterated)

1. Lucev L. V. Spinovye vozbuзhdenija v granulirovannyh strukturah s ferromagnitnymi nanochastitsami FTT. – 2002. – Т.1. – # 44. – p. 58–61.
2. Solopan S.O., V'junov O.I., Kovalenko L.L., ta in. Sintez i vlastivosti kompozicijnih struktur na osnovi segnetoelektrichnih ta magnitnih faz Ukr. him. zhurn. – 2006. – Т.72. – #1. – p. 28–31.
3. Esis A.A., Pavelko A.A Verbenko I.A. Reversivnaja dijelektricheskaja pronicaemost' v segnetoelektricheskoy faze (oblast' morfotropnogo fazovogo perehoda) Jelektronnyj zhurnal "Issledovano v Rossii". – 2007. – Т. 96. – p. 988–993.
4. Sahnenko M.D., Ved' M.V., Proskurin M.M. ta in. Formuvannja pokrittiv aktivnimi dielektrikami na aljuminii ta titani Voprosy himii i himicheskoy tehnologii. – 2011. – Т.2. – #2. – p. 167–169.
5. Pat. na korisnu model' 66123 Ukraїna, MPK C25D 11 04. Sposib stvorennja magnitoelektrichnih pokrittiv sharuvatoї strukturi Sahnenko M.D., Ved' M.V., Lisachuk G.V. ta in. – u 201106713, zajavl. 30.05.2011; opubl. 26.12.2011; Bjul. # 24.
6. Suminov I.V., Jepel'fel'd A.V., Ljudin V.B. i dr. Mikrodogovoe oksidirovanie (teorija, tehnologija, oborudovanie). M.: JeKOMET, 2005.– 352 p.
7. Bakovec V.V., Poljakov O.V., Dolgovesova I.P. Plazmenno-jelektroliticheskaja anodnaja obrabotka metallov Novosibirsk: Nauka. Sibirskoe otdelenie, 1990. – 168 p.
8. Pat. na korisnu model' 52663 Ukraїna, MPK C25D 11 00. Sposib oderzhannja pokrittiv aktivnimi dielektrikami na splavah aljuminiju ta titanu Sahnenko M.D., Ved' M.V., Bogojavlens'ka O.V. ta in. – u 201000064, zajavl. 11.01.2010; opubl. 10.09.2010; Bjul. # 17.
9. Sahnenko M.D., Ved' M.V., Bogojavlens'ka O.V. ta in. Formuvannja pokrittiv aktivnimi dielektrikami na ventil'nih metalah mikrodogovim oksiduvannjam Visnik NTU «HPI». – 2011.– #31. – p. 15–19.

УДК 621.35

Сахненко М.Д., Проскурін М.М., Ведь М.В., Богоявленська О.В.

ЕНЕРГОЗБЕРІГАЮЧІ ТЕХНОЛОГІЇ СИНТЕЗА БАГАТОШАРОВИХ ПОКРИТТІВ АКТИВНИМИ ДІЕЛЕКТРИКАМИ

Останнім часом збільшився інтерес до магнітоелектричних матеріалів, у яких під дією магнітного поля утворюється електрична поляризація та навпаки. Серед існуючих технологій формування шаруватих

структур активними діелектриками найбільш енергозберігаючій є запропонована методологія, яка складається з двох електрохімічних процесів: мікродугового окисдування та електрофоретичного осадження.

Sakhneko N.D., Proskurin N.N., Ved M.V., Bogoyavlenskaya E.V.

ENERGYSAVING TECHNOLOGY SYNTHESIS OF ACTIVE DIELECTRICS MULTILAYER COATINGS

The last time the interest in magnetoelectric materials, which has electric polarization in magnetic field has been increased. The represented method that consists of two electrochemical processes microarc oxidation and electrophoresis deposition is the most energysaving among the active dielectric multilayer coatings forming technologies.

Бурдо О.Г., Бандура В.Н., Ружицкая Н.В., Яровой И.И.

ЭНЕРГЕТИКА ПИЩЕВЫХ НАНОТЕХНОЛОГИЙ

Введение. Мировой опыт показывает, что индустриально развитые страны, в первую очередь США и Япония, в последние годы динамично развивают исследования в сфере принципиально новых технологий, нанотехнологий (НТ). Государственное и коммерческое финансирование этой проблемы постоянно растет. Ежегодное финансирование нанонаук в США увеличивается на 100...200 млн. \$. Только государственные инвестиции нанонаук на следующие 3 года запланированы в США на 3,7 млрд.\$, в Японии – 3млрд.\$ Ожидается, что в настоящем десятилетии на рынке появится широкий ассортимент товаров, полученных по нанотехнологиям. К 2015 г. этот рынок в США достигнет уровня 1 трлн.\$ Предпосылками этого являются энергичная динамика роста, значительные объемы финансирования, широкий интерес различных ведомств к нанотехнологиям [1]. Уникальные возможности и перспективы нанотехнологий объединили усилия фундаментальной науки, фирм и государственных лабораторий в США в рамках долговременной программы «Национальная нанотехнологическая инициатива». Значительные инвестиции в нанотехнологии проводятся в Китае, Европейской Комиссией, в Индии, в Бразилии и т.д.

Проблемами пищевых нанотехнологий (ПНТ) в мире комплексно не занимаются. Вместе с тем, использование нанотехнологий в пищевой промышленности позволит создать принципиально новые продукты, не имеющие аналогов в современной кулинарии [2]. Поскольку пищевые системы это сложнейшие биологические системы, то нанотехнологический подход должен основываться на междисциплинарной основе, комплексном анализе химических, физических и биотехнологических явлений. Будущее пищевых технологий – это глубокое согласование фундаментальных основ физики, химии и биотехнологии. А такой подход отвечает определению НТ. Считается, что нанотехнологии – это совокупность приемов и методов, применяемых при изучении, проектировании, производстве и использовании наноструктур, устройств и систем, включающих целенаправленный контроль и модификацию формы, размера, взаимодействия и интеграции составляющих их наномасштабных элементов (до 100нм), для получения объектов с новыми химическими, физическими, биологическими свойствами [1]. При этом развитие пищевых НТ должно проводиться с глубокой оценкой рисков и потенциальных опасностей для общества.

Определено три направления нанотехнологий в пищевых производствах [1]. Первое направление (упаковка, мониторинг, маркировка) достаточно часто обсуждается в печати. По второму (ингредиенты продуктов питания или добавки к ним) и третьему (инженерия продуктов питания, производство молекулярной пищи) направлениям сведения ограничиваются, в основном, процессами измельчения сырья и продукта до наноразмерных частиц. Вместе с тем, именно пищевые нанотехнологии имеют серьезную специфику, которая может предопределить их бурное развитие.

Специфика пищевых НТ определяется как задачами процессов переработки пищевого сырья, так и особенностями самого сырья. Пищевые НТ могут развиваться по двум направлениям (рис. 1). Первое – это манипулирование с наномасштабными элементами для «сборки» искусственных продуктов (молока, мяса и пр.). Такие технологии основаны на механизме «снизу–вверх». Это достаточно сложное и спорное направление. К первому направлению можно отнести и модификации отдельных комплексов и придание им новых свойств. Второе – это управление процессами переноса на уровне наномасштабных объектов (рис. 2) пищевого сырья, совершенствование традиционных процессов производства, продуктов и их применений с помощью полного использования квантовых свойств и поверхностных явлений на наномасштабе. Это новое и перспективное научное направление.

Предметом исследований в ПНТ являются микроорганизмы (размер от 7 нм), нанопоры и нанокapилляры растительного сырья (от 5 нм), оболочки клеток (7...30 нм), белок (10...100 нм), полисахариды (1...10 нм) и молекулы воды ($\approx 0,15$ нм) (рис. 2). Именно на эти объекты нацелены основные этапы пищевых технологий. Поэтому процессы биотехнологий, стерилизации, экстрагирования, сушки, сокоотдачи и пр. можно организовывать на наномасштабном уровне. Принципы, которые могут быть реализованы при переводе пищевых производств на нанотехнологии, позволят существенно снизить энергоемкость, уровень термического воздействия на сырье и продукт, получить принципиально новые продукты.

Основные процессы пищевых производств сопровождаются сообщением продукту энергии. Если продукт представляет собой жидкость, то моделирование основано на феноменологическом подходе и сводится к анализу непрерывной системы. Схема моделирования базируется на использовании законов сохранения вещества, энергии и количества движения. Феноменологические законы включают в себя известные линейные соотношения необратимых процессов: уравнения Фурье, Фика. Результатом моде-

лирования являются материальный и энергетический баланс, пространственно-временное распределение параметров.



Рисунок 1 – Направления пищевых нанотехнологий

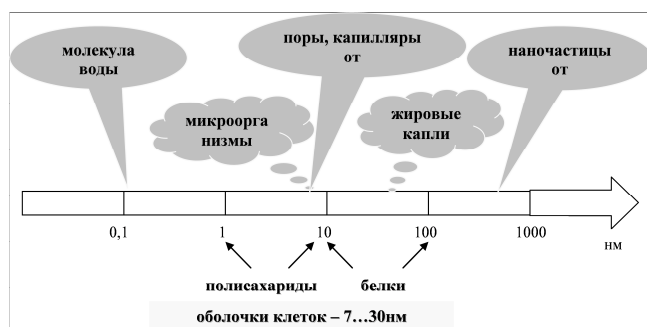


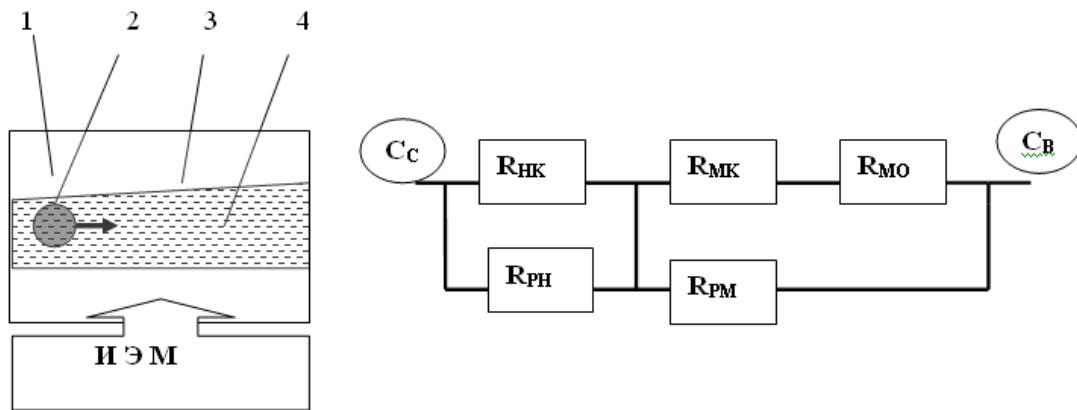
Рисунок 2 – Масштабная шкала объектов ПНТ

Такой подход оказался приемлемым при анализе многих химико-технологических процессов при медленном изменении параметров. Однако жидкие пищевые системы (суспензии, аэрозоли и т.п.) специфичны. Наличие клеточно-волоконистой структуры не учитывается вышеизложенным подходом [3]. Поскольку, содержимое клеток является главной целью технологии, то модель должна отражать кинетику переноса на границе клетки и среды, внутри поры, капилляра. Понимание таких закономерностей является основанием для интенсификация процессов, реализации принципиально новых технологий пищевых производств. Особенно интересный результат можно ожидать при резком изменении параметров в объеме, при импульсном вводе энергии, при комбинированном протекании процессов. Опыт, полученный в ОНАПТ, показывает, что при волновом подводе энергии инициируются бародиффузионные потоки из наномасштабных каналов сырья, а интенсивность процессов переноса возрастает на 2...3 порядка [3,4]. Такие комбинированные подходы можно характеризовать как волновые бародиффузионные технологии (ВБДТ).

Механизм бародиффузионных процессов переноса. Исходя из термодинамической схемы нанопроцесса [3,4] и тепломеханической модели клеточной структуры механизм комбинированного нано- и макропереноса влаги (и других компонентов) из волоконистой структуры в поток поясняется схемой (рис. 3, а) и электродиффузионной моделью (рис. 3,б). Последовательная цепочка диффузионных сопротивлений состоит из суммы: $\Sigma R = R_{НК} + R_{МК} + R_{МО}$.

Процесс конвективной массоотдачи от поверхности продукта в поток имеет наименьшее диффузионное сопротивление ($R_{МО}$). Влага перемещается в микрокапиллярах к поверхности продукта, преодолевая диффузионное сопротивление ($R_{МК}$). Это конвективная диффузия в стесненных условиях (поток j_1). Диффузионное сопротивление нанокапилляров обозначено ($R_{НК}$). Это наибольшее диффузионное сопротивление, поскольку, стесненность диффузионных процессов в нанокапиллярах максимальна.

При воздействии импульсного электромагнитного поля (ИЭМ) инициируется поток влаги из капилляров (j_2). По сути, это бародиффузия, которая определяется растущим в капиллярах давлением P_k (рис. 3). Отдельные капилляры, где достигнуты условия для генерации паровой фазы, начинают периодически выбрасывать в поток жидкость из капилляров. Влага из нанокапилляров выбрасывается в микрокапилляры преодолевая диффузионное сопротивление ($R_{РН}$). Частота таких выбросов и число функционирующих капилляров растет с ростом N – мощности излучения.



а) б)
Рисунок 3 – Процесс бародиффузии: а) – схема, б) – электродиффузионная модель

1 – твердое тело, 2 – паровой пузырек, 3 – стенка капилляра, 4 – жидкость

При постановке задачи предлагается аналогия с центрами парообразования [5]. Суммарный поток (j) определяется коэффициентом массопередачи (K) традиционной схемы и коэффициентом массоотдачи (β_P) бародиффузионного потока:

$$j_1 = j_2 + j_3 = K(C_{II} - C_B) + \beta_P(P_K - P_B). \quad (1)$$

Этот поток турбулизирует и пограничный слой. Таким образом, гидродинамическая ситуация в потоке определяется эквивалентным диаметром (d), относительной скоростью движения диффузионной среды (w). Процесс переноса осложнен вихревой диффузией из каналов твердой фазы, импульсным характером поля, которое определяет число и производительность центров точечного массопереноса [5]. Задачи такого плана решаются на основе экспериментального моделирования. Методом “анализа размерностей” определена структура уравнения в безразмерных переменных. Предложено число энергетического воздействия: $Bu = N(r w d^2 \rho)^{-1}$ для учета влияния действия ИЭМ. Физический смысл числа Bu заключается в том, что устанавливается соотношение между энергией излучения и той энергией, которая необходима для преобразования в пар всей воды, которая находится в продукте. В соотношении (r – теплота фазового перехода, а ρ – плотность воды). Установлена зависимость в процессах экстрагирования числа Шервуда (Sh) от чисел Рейнольдса (Re), Шмидта (Sc) и числа (Bu) при $Re < 2300$:

$$Sh = 36,58 (Re)^{0,33} (Sc)^{0,33} (Bu)^{1,54}. \quad (2)$$

Чем ближе число Bu к 1, тем больше образовывается паровой фазы, тем больше градиент давлений, тем интенсивнее выбросы влажного насыщенного пара из глубины капилляров. Растет турбулизация пограничного слоя, но увеличиваются нагрев твердой фазы и расход энергии. Число Bu характеризует микро- и нанокинетику массопереноса бародиффузией [5, 6]. Интенсивность бародиффузии определяется давлением, возрастающим в капилляре. Частота выбросов и количество функционирующих капилляров увеличивается пропорционально электрофизическому воздействию.

Эффективность бародиффузионных технологий при обезвоживании. Представляется возможным механическое удаление влаги с поверхности продукта при ее доставке к поверхности бародиффузионным механизмом, который инициируется действием ИЭМ. В этой связи необходимо во-первых, снять с воздуха задачи теплоносителя, а оставить только задачу «приемника» влаги. Во-вторых, организовать обезвоживание продукта с минимальным выпариванием из него влаги, т.е. подключить волновые бародиффузионные технологии. В-третьих, использовать механическое удаление влаги с поверхности продукта за счет продувки его воздухом из окружающей среды. В-четвертых, организовать бародиффузию из объема продукта с помощью ИЭМ.

Рассмотренный механизм [6] определяет энергетическую эффективность ИЭМ способа обезвоживания (рис. 4).

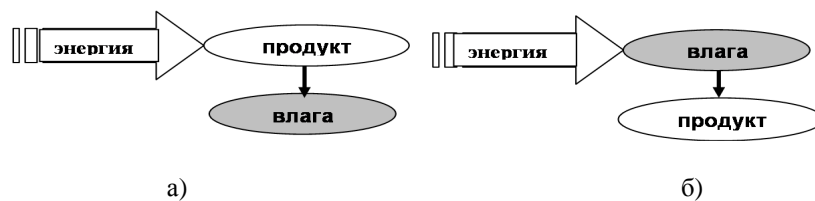


Рисунок 3 – Схемы подвода энергии
а) – традиционная конвективная сушка; б) – ИЭМ-обезвоживание

Анализ результатов опытов показал, что удельные затраты энергии связаны с диапазоном изменения температур, особенно в режиме продувки (фильтрационной сушки) продукта. И, действительно, такая корреляция обнаружена, что позволяет сделать вывод, что достигнутый в опытах уровень энергетических затрат ниже удельной теплоты фазового перехода для воды. Установлены режимы, в которых на 1 кг удаленной влаги затрачивалось только 1,9 МДж энергии. Так подтверждена гипотеза о возможности в условиях ИЭМ обезвоживания без обязательного полного парообразования [6].

Достигнутый прикладной результат. На сегодняшнее время имеются факты, объяснять которые можно только с позиций нанонаук [4...7]. К таким фактам, полученным на кафедре процессов и аппаратов ОНАПТ, относятся: изменения и трансформации структуры вкусовых и ароматических комплексов продукта, стерилизация микроорганизмов при пониженных температурах и т.п. Причина этих фактов общая – действие электромагнитного поля. Информация о результатах исследований и перспективы их развития приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Направления нанотехнологических проектов в АПК

проект	параметр	Традиционный подход	Результат ВБДТ	
			Достигнутый	Ожидаемый
Низкотемпературный наностерилизатор	Энергоемкость, МДж/кг продукта	0,2	0,02	$2 \cdot 10^{-5}$
	Температура, °С	80...100	30	10...20
	КПД, %	0,004	0,04	20...40
экстрактор	Степень интенсификации массопереноса, раз	1	100	10000
зерносушилка	Энергоемкость, МДж/кг влаги	4...6	1,9	0,1...0,2

Исследовались перспективность ВБДТ для производств растворимого кофе и коньяков. Современные технологии экстрагирования из зерен кофе характеризуются противоречиями. С одной стороны, стоит задача максимального извлечения ценных компонентов из зерен. Эффективным приемом решения такой задачи является повышение температуры процесса, т.е. повышение давления в аппарате и ступенчатым экстрагированием. С другой стороны, при высоких давлениях в аппарате затруднено применение точных схем и, даже, мешалок. В результате – современная технология экстрагирования из зерен кофе характеризуется громоздкостью, трудоемкостью, энергоемкостью [5]. Резервы у традиционных подходов при экстрагировании из зерен кофе практически исчерпаны.

Создан образец экстрактора на основе ВБДТ. Комбинированное электрофизическое воздействие в процессе экстрагирования позволяет интенсифицировать процесс массопереноса в несколько раз. Реализует интенсивные и мягкие режимы экстрагирования [5]. Степень извлечения компонентов из зерен повышается на 15 %. Обеспечивается атмосферное давление в аппарате, температура процесса не выше 100 °С. Энергетические затраты снижаются на 50 %. Опытные образцы растворимого жидкого 60 % концентрата кофе «ЖИКО» имеют высокие вкусовые характеристики [5].

В условиях коньячного производства прошли испытания экстрактора с электромагнитным интенсификатором. В различных режимах эксплуатации интенсивность массопереноса возрастала в десятки и тысячи раз. Результаты испытаний подтвердили предложенный механизм комбинированного процесса экстрагирования и перспективность технологии. Дегустаторы отметили положительные структурные изменения в продукте, в первую очередь ароматических компонентов. Появляется возможность на наномасштабном уровне строить букет спирта.

Представляется, что механизмы бародиффузии способны существенно интенсифицировать процессы активации сырья и инактивации микроорганизмов [7]. Использование нанотехнологических подходов позволило получить чистую воду с содержанием солей менее 4 мг/кг [8], экологически чистый концен-

трат жидкого дыма [9].

Возможны и другие принципиальные решения при реализации ВБДТ в условиях микроволнового либо высокочастотного электромагнитного поля.

Изучением отдельных наномасштабных объектов (вирусов, клеток, белков и т.п.) в ОНАПТ занимаются уже десятилетия. Концепции самоорганизации, передачи и хранения биологической информации, молекулярного узнавания были сформулированы еще на этапах предыдущего развития наук. Но анализ этих проблем с использованием нанотехнологических подходов, расширение рамок проблемы до междисциплинарного уровня даст новый мощный импульс в исследованиях. Именно, благодаря серьезному фундаменту в понимании химических, микробиологических и биотехнологических явлений в пищевых системах, пищевые нанотехнологии имеют серьезные основания стать наиболее перспективной сферой современного этапа развития науки и технологий.

Литература

1. Рынок нано: от нанотехнологий к нанопродуктам / Г.Л. Азоев [и др.]; под.ред. Г.Л. Азоева.– М.: БИНОМ, 2011.– 319 с.
2. Бурдо О.Г. Энергетический мониторинг пищевых производств – Одесса: Полиграф, 2008 – 244 с.
3. Бурдо О.Г. Наномасштабные эффекты в пищевых технологиях // Инженерно-физический журнал. Минск, т.78, № 1.– 2005.– С. 88–93.
4. Бурдо О.Г. Мікро- і нанотехнології – новий напрямок в АПК. Наукові праці. – Випуск 29. – Одеса: Одеська національна академія харчових технологій.– 2006.– С. 3–9.
5. Бурдо О.Г., Ряшко Г.М. Экстрагирование в системе «кофе-вода».– Одесса, 2007.– 176 с.
6. Бурдо О.Г. Эволюция сушильных установок – Одесса: Полиграф, 2010 – 368 с.
7. Бурдо О.Г., Рыбина О.Б. Процессы инактивации микроорганизмов в микроволновом поле – Одесса: Полиграф, 2010 – 200 с.
8. Бурдо О.Г., Милинчук С.И., Мордынский В.П., Харенко Д.А. Техника блочного вымораживания – Одесса: Полиграф, 2011 – 294 с.
9. Бурдо О.Г., Рибина О.Б., Сталимбовская А.С. Энергетическая эффективность пищевых нанотехнологий. / Інтегровані технології та енергозбереження – Харьков: НТУ „ХПІ” 2006.– №2.
10. Бурдо О.Г. Нанотехнологии. Флагманские, перспективные и фундаментальные проекты в АПК //Наук. праці Од. націон. акад. харчових технологій. – Одеса: 2006. – Вип.28, Т2. – с. 242–251.

Bibliography (transliterated)

1. Rynok nano: ot nanotehnologij k nanoproduktam G.L. Azoev [i dr.]; pod.red. G.L. Azoeva.– M.: BINOM, 2011.– 319 p.
2. Burdo O.G. Jenergeticheskij monitoring pishhevyh proizvodstv – Odessa: Poligraf, 2008 – 244 p.
3. Burdo O.G. Nanomasshtabnye jeffekty v pishhevyh tehnologijah Inzhenerno-fizicheskij zhurnal. Minsk, t.78, # 1.– 2005.– p. 88–93.
4. Burdo O.G. Мікро- і нанотехнології – novij naprjamok v APK. Naukovi praci. – Vipusk 29. – Odesa: Odes'ka nacional'na akademija harchovih tehnologij.– 2006.– p. 3–9.
5. Burdo O.G., Rjashko G.M. Jekstragirovanie v sisteme «kofe-voda».– Odessa, 2007.– 176 p.
6. Burdo O.G. Jevoljucija sushil'nyh ustanovok – Odessa: Poligraf, 2010 – 368 p.
7. Burdo O.G., Rybina O.B. Processy inaktivacii mikroorganizmov v mikrovolnovom pole – Odessa: Poligraf, 2010 – 200 p.
8. Burdo O.G., Milinchuk S.I., Mordynskij V.P., Harenko D.A. Tehnika blochnogo vymorazhivaniya – Odessa: Poligraf, 2011 – 294 p.
9. Burdo O.G., Ribina O.B., Stalimbovs'kaja A.S. Jenergeticheskaja jeffektivnost' pishhevyh nanotehnologij. Integrirovani tehnologii ta energozberezhennja – Har'kov: NTU „HPI” 2006.– #2.
10. Burdo O.G. Nanotehnologii. Flagmanskije, perspektivnye i fundamental'ne proekty v APK Nauk. praci Od. nacion. akad. harchovih tehnologij. – Odesa: 2006. – Vip.28, T2. – p. 242–251.

УДК 664-022.532

Бурдо О.Г., Бандура В.Н., Ружицька Н.В., Яровий І.І.

ЕНЕРГЕТИКА ХАРЧОВИХ НАНОТЕХНОЛОГІЙ

В роботі розглянуто напрямки розвитку харчових нанотехнологій. Проведено класифікацію наномасштабних об'єктів харчової сировини. Подано аналіз механізмів нових комбінованих процесів переносу на основі хвильових бародифузійних технологій. Розглянуто енергетичні аспекти використання цих технологій при екстрагуванні та при зневодненні продуктів. Наведено приклади практичного використання хвильових бародифузійних технологій при виробництві кави, коньяків, сушінні зерна, інактивації мікроорганізмів, де мінералізації води.

Burdo O.G., Bandura V.N., Ruzhitskaya N.V., Yarovoy I.I.

FOOD NANOTECHNOLOGIES ENERGETICS

The food nanotechnologies development directions have been considered in the paper. Classification of food raw nanoscale objects has been given. The analysis of new combined wave barodiffusion technologies based transport processes mechanisms has been given. Energy aspects of using these technologies in extraction and product dehydration have been considered. The examples of wave and barodiffusion technologies practical use in coffee, cognac production, grain drying, microorganisms inactivation, water demineralization have been provided.

К ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОМУ ОПРЕДЕЛЕНИЮ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПЛАСТИНЧАТЫХ КАПЛЕУЛОВИТЕЛЕЙ ТЕПЛООБМЕННИКОВ КОНТАКТНОГО ТИПА

В настоящее время все более пристальное внимание уделяется энергосбережению и снижению техногенного влияния на окружающую среду. Кроме того, особое внимание уделяется охране водного бассейна. Стоимость энергоносителей, а также потребляемой чистой воды для нужд производства интенсивно растет. Одной из проблем на предприятиях энергетического сектора являются оборотные циклы охлаждения воды. Испарение, а также унос капельной влаги за пределы градирен приводит к необходимости пополнения оборотного цикла свежей водой, количество которой составляет десятки, а то и сотни кубических метров в час, что приносит дополнительные расходы энергии на собственные нужды предприятия. Кроме того, унос капельной влаги в зимний период времени приводит к обледенению линий электропередач, а также к повышению концентрации солей в грунтах близлежащих районов, что негативно сказывается на экологии.

Повысить эффективность работающих и вновь проектируемых контактных аппаратов возможно с помощью применения эффективных каплеуловителей, которые с одной стороны позволяют снизить унос капельной влаги и уменьшить энергозатраты на единицу выпускаемой предприятием продукции и, с другой стороны, снизить негативное влияние на окружающую среду.

Существующие на настоящий момент методы определения эффективности пластинчатых каплеуловителей, устанавливаемых после контактных теплообменных аппаратов, в частности градирен, заключаются в измерении расхода капельной влаги на входе в каплеуловитель и после него. Все они основаны на использовании зондов различной конструкции. Наиболее широкое распространение получила методика определения эффективности пластинчатых каплеуловителей разработанная в научно-исследовательском институте ВНИИ ВОДГЕО, где был предложен и изготовлен прибор для проведения эксперимента. Суть метода заключалась в том, что капли воды из воздушного потока осаждаются на электропроводную бумагу, изменяющую электрическое сопротивление пропорционально количеству осевшей на нее влаги. Таким образом, по изменению электрического сопротивления электропроводной бумаги можно определить общую массу осевших на ней капелек воды. Сопротивление бумаги может быть измерено любым омметром необходимой точности и диапазона.

Однако при использовании таких зондов происходит деформация газокapельного потока, в котором осуществляется измерение. Такой подход к определению расхода капельной влаги вносит погрешность в измерения, а также в результаты усреднения локальных замеров. При относительно небольшом расходе капельной среды, которая выходит за пределы каплеуловителя, эта погрешность в некоторых случаях может оказаться недопустимой.

Авторами данной работы предложена методика определения эффективности работы пластинчатых каплеуловителей, которая позволяет отказаться от применения зондов и избежать деформирования структуры газокapельного потока, исключить процедуру усреднения и значительно сократить время проведения эксперимента для определения эффективности каплеуловителей.

В основу методики положен весовой метод. Рассмотрим схему установки (рис. 1), последовательность проведения эксперимента и оборудование, которое было использовано при проведении опытов.

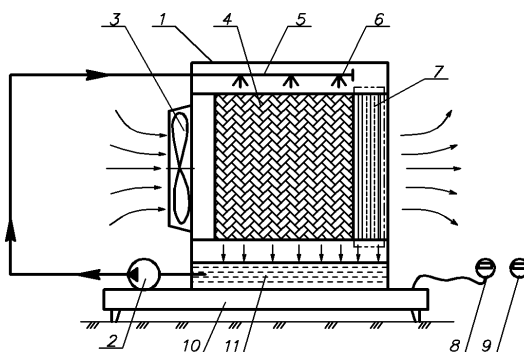


Рисунок 1 – Схема экспериментального стенда

Экспериментальный стенд состоит из следующих элементов: 1 – градирня; 2 – циркуляционный насос; 3 – вентилятор; 4 – насадка градирни; 5 – подводящий к форсункам коллектор; 6 – форсунки; 7 – каплеуловитель; 8 – электронное табло весов; 9 – электронный секундомер; 10 – весы; 11 – водосборный бак градирни.

В эксперименте была использована передвижная малогабаритная вентиляторная градирня производства ЗАО "БРОТЕП-ЭКО" (Украина, г. Бровары) типа ГМВ-10П. Чертеж градирни представлен на рис. 2.

Градирни такого типа предназначены для охлаждения воды в системах оборотного водоснабжения компрессорных станций, холодильных установок, установок кондиционирования воздуха, другого теплообменного оборудования, в котором тепло необходимо отводить при помощи охлаждающей воды.

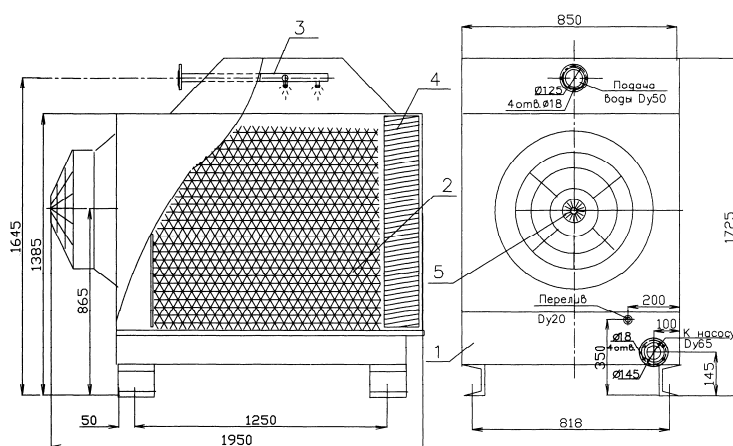


Рисунок 2 – Градирня ГМВ – 10П

1 – водосборный бак, 2 – ороситель, 3 – водораспределительная система, 4 – каплеуловитель, 5 – вентилятор

Выбор градирни ГМВ-10П в качестве контактного аппарата для проведения эксперимента не случаен. Как правило, контактные аппараты имеют значительные массогабаритные характеристики, и взвесить их на весах с высокой точностью достаточно сложно. Отличительной особенностью градирни ГМВ-10П являются малые массогабаритные характеристики, что обеспечивает ее мобильность и пригодность для проведения эксперимента.

В градирне установлен полимерный ороситель из поливинилхлорида, который имеет высокую удельную поверхность (до $300 \text{ м}^2/\text{м}^3$), обеспечивает интенсивное охлаждение воды при низком аэродинамическом сопротивлении.

Использовались платформенные весы КОДА-П модификации ПТ-4 харьковской фирмы ООО «КОДА» для статического взвешивания.

Таблица 1 – Характеристика градирни ГМВ-10П

№ п/п	Наименование параметра	Значение параметра
1	Гидравлическая нагрузка (расход воды), $\text{м}^3/\text{ч}$ – минимальная/ номинальная/максимальная	5/8/10
2	Давление воды на входе в градирню, бар	0,2–0,6
3	Тип и количество разбрызгивающих сопел	СТ-20x12 – 6 штук
4	Вентилятор осевой В 06–300	N 6,3
5	Мощность электродвигателя, кВт	0,75
6	Масса без воды / с водой, кг	320/720

Конструкция весов предусматривает эксплуатацию в местах с наличием вибраций от работающих механизмов и рекомендована для размещения на промышленных объектах.

Время стабилизации при измерении массы составляет не более 4 с. Максимальный вес взвешивания составляет 1000 кг, что не превышает массы экспериментальной установки. Цена поверочного деления – 200 г. Габарит платформы весов 2000×2000 мм, что является достаточным для размещения на ней всей экспериментальной установки.

В качестве экспериментального образца каплеуловителя был выбран каплеуловитель ВП-160 фирмы ЗАО "БРОТЕП-ЭКО" (Украина, г. Бровары) представленный на рис. 3.

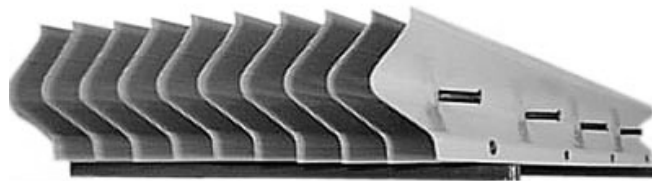


Рисунок 3 – Каплеуловитель ВП-160

Жалюзийный каплеуловитель ВП-160 имеет простую разборную конструкцию из набора пластин, устанавливаемых на равном шаге друг от друга, составляющем в испытанном варианте 40 мм.

Проведение эксперимента включало определение гидравлического сопротивления каплеуловителя и эффективности его сепарирующей способности.

Перед пуском установки поддон градирни (водосборный бак) 11 заполняется заранее известным объемом воды. При запуске установки вода из поддона градирни 11 циркуляционным насосом 2 по коллектору 5 подается в градирню. Из коллектора 5 вода распределяется по форсункам и равномерно распыляется на поверхность оросителя 4. Стекая по гофрированным листам оросителя 4 в виде плёнки, вода охлаждается за счет потока воздуха нагнетаемого вентилятором 3. Далее вода стекает в поддон градирни 11, подается насосом 2 в градирню и цикл повторяется.

Воздух, нагнетаемый в градирню вентилятором 3, проходит через ороситель, охлаждает воду и подхватывает часть воды в виде капель жидкости. После чего воздух с капельной влагой проходит каплеуловитель 7. Основная масса капель содержащихся в воздушном потоке осажается на стенках каплеуловителя и стекает в поддон градирни 11, а очищенный воздух уходит в атмосферу.

Скорость воздушного потока w на входе в каплеуловитель варьировалась в пределах от 1,5 до 3,5 м/с с интервалом 0,5 м/с. Изменение скорости производилось с помощью специальной схемы управления электроприводом вентилятора. Все измерения велись при стабилизированном режиме работы градирни спустя 30–40 минут после момента ее пуска.

Усредненная скорость воздуха w перед каплеотделителем определялась с помощью трубки Пито с диаметром полусферической головки наконечника 10 мм при соблюдении всех требований [1] по геометрическим пропорциям этого зонда.

Скорость воздуха определялась по известной формуле

$$w = k \sqrt{\frac{2}{\rho} (p_n - p_c)}, \quad (1)$$

где ρ – плотность воздуха; p_n – полное давление в лобовой точке зонда; p_c – статическое давление; k – поправочный коэффициент, который находился по результатам тарировки зонда в специальной аэродинамической трубе с лемнискатным входом.

При эквивалентном диаметре D , корпуса градирни перед каплеуловителем, равном 0,812 м, и диаметре d_n головки трубки Пито 0,01 м погрешность в измерении скорости потока, обусловленная конечным размером зонда при $d_n/D_s = 0,0123$, составляла, как следует из [1], менее 0,3 %. Максимальная погрешность за счет неосевого положения трубки не превышала 0,25 % в диапазоне возможной несоосности вплоть до ± 16 градусов.

Для измерения гидравлического сопротивления Δp каплеотделителя по периметру корпуса градирни в сечениях перед и за каплеотделителем, в боковых, верхней и нижней стенках были выполнены отверстия для отбора статических давлений, которые передавались к соответствующим двум коллекторам. От коллекторов физически усредненное статическое давление воспринималось электронным дифференциальным микроманометром, обеспечивающим отсчет с абсолютной погрешностью не более 5 Па. В качестве микроманометра использовался интеллектуальный датчик давления «Метран-100-ДД», предназначенный для измерения и преобразования перепада давлений в унифицированный аналоговый цифровой сигнал на базе интерфейса RS485 [2] с погрешностью измерений $\pm 1\%$ в диапазоне измерений в пределах 0–0,63 кПа.

Результаты измерения гидравлического сопротивления Δp при различных скоростях w воздушного потока перед каплеуловителем представлены на рис. 4.

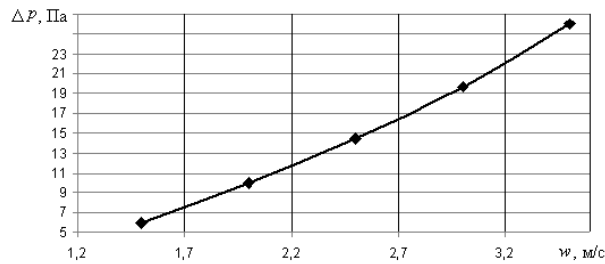


Рисунок 4 – Гидравлическое сопротивление каплеуловителя ВП-160

Опыты проводились при температуре наружного воздуха 22–23 °С, барометрическом давлении 754 мм рт.ст. и относительной влажности воздуха 0,92.

Для обобщения опытных данных в качестве искомой величины использовался коэффициент гидравлического сопротивления, определяемый по данным эксперимента из известного уравнения

$$\xi = \frac{2\Delta p}{\rho w^2}. \quad (2)$$

При указанном уровне параметров воздушной среды и диапазоне изменения ее скоростей критерий Рейнольдса Re изменялся в опытах от 7500 до 17800. В качестве определяющего размера в этом критерии был назначен эквивалентный диаметр, соответствующий прямоугольному сечению канала сепаратора, в котором шаг между пластинами составлял 0,04 м, а высота – 0,818 м.

Обобщение опытных данных привело к расчетной формуле вида

$$\xi = 0,56 Re^{-0,28}. \quad (3)$$

Для проверки степени универсальности зависимости (3) опыты, аналогичные описанным, были проведены для того же типа пластинчатого сепаратора, но при температурах воздуха в диапазоне от 14 до 28 °С относительной влажности от 0,62 до 0,96 и барометрическом давлении от 735 до 764 мм рт.ст. Максимальное отклонение величины ξ от рассчитанной по формуле (1) не превышало $\pm 4\%$.

Эффективность сепаратора E определялась по общепринятой в СНиП методике:

$$E = 1 - \frac{M_y}{M_{гн}}, \quad (4)$$

где M_y – расход унесенной капельной среды за сепаратором, кг/ч; $M_{гн}$ – гидравлическая нагрузка на сепаратор (расход капель на входе в сепаратор), кг/ч.

С целью исключения влияния испарения капель на величину их расхода градирня работала в замкнутом на саму себя водяном контуре, когда температура воды на входе и выходе отличалась не более чем на 1 °С за счет ее нагрева в насосе. Таким образом, температура капель на выходе из форсунок практически совпадала с температурой мокрого термометра, соответствующей параметрам наружного воздуха.

В общей постановке эксперимента переменными в опыте были плотность орошения g , $m^3/(m^2 \cdot ч)$, и скорость воздушного потока на входе в сепаратор.

Как уже отмечалось, в соответствии с предложенной авторами методикой с помощью электронных весов при заполненном объеме водосборного бака ($V = 0,35 m^3$) определялась убыль массы градирни во времени в двух позициях: при работе ее с сепаратором и в режиме, когда он снимался. Очевидно, что в первой позиции определялся расход M_y унесенной жидкости за сепаратор, а во второй позиции – расход $M_{гн}$ соответствующей гидравлической нагрузки на сепаратор, что было достаточно для вычисления эффективности по соотношению (4).

Общий расход циркуляционной воды M_o определялся с помощью электронного расходомера «Взлет ЭР-У», установленного на линии рециркуляции воды по замкнутому контуру, что при известной площади поперечного сечения градирни F позволяло определить плотность орошения $g = M_o/F$. Относительная погрешность измерений составляла $\pm 0,15\%$.

Опыты выполнялись таким образом, что при фиксированной скорости воздушного потока w измерения убыли массы (в двух указанных позициях) проводились при четырех различных плотностях орошения.

На рис. 5 показаны результаты исследования сепарационной способности сепаратора.

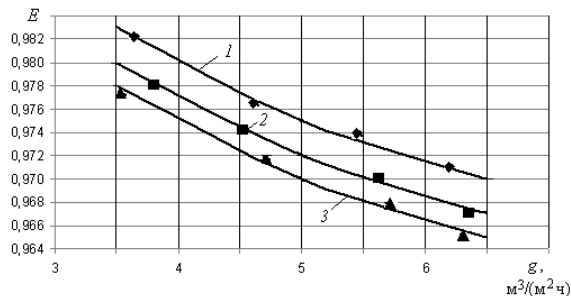


Рисунок 5 – Залежність ефективності сепаратора E від густоти зрошення при різній швидкості повітряного потоку
 1 – w = 1,5 м/с; 2 – w = 2,5 м/с; 3 – w = 3,5 м/с

Обработка опытных данных, представленных на рис. 5, позволила получить расчетные соотношения вида

$$E = (1,0094 - 5 \cdot 10^{-3} w + 5 \cdot 10^{-4} w^2) g^{-0,01} . \quad (5)$$

Выводы

1. Разработан, создан и экспериментально отработан на основе новой методики стенд для комплексного изучения работы каплеотделителей контактных теплообменных аппаратов.
2. Оценка погрешностей в изменении гидравлического сопротивления и эффективности сепаратора показала, что возможные погрешности лежат ниже уровня, регламентированного соответствующими документами санитарных норм и правил.
3. Установлены обобщенные эмпирические зависимости для расчета гидравлического сопротивления и эффективности сепарационной способности каплеотделителя в функции режимно-геометрических характеристик его работы.

Литература

1. Преображенский В.П. Теплотехнические измерения и приборы. – М.: Энергия, 1978. – 704 с.
2. Датчики давления. Тематический каталог №1. Выпуск 2. – Челябинск: Промышленная группы «Метран», 2009. – 268 с.

Bibliography (transliterated)

1. Preobrazhenskij V.P. Teplotehnicheskie izmerenija i pribory. – M.: Jenergija, 1978. – 704 p.
2. Datchiki davlenija. Tematicheskij katalog #1. Vypusk 2. – Cheljabinsk: Promyshlennaja gruppy «Metran», 2009. – 268 p.

УДК.621.175.57

Боровок С.В., Братута Е.Г., Круглякова О.В.

ДО ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ВИЗНАЧЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПЛАСТИНЧАСТИХ КРАПЛЕВЛОВЛЮВАЧІВ ТЕПЛООБМІНИКІВ КОНТАКТНОГО ТИПУ

Приводиться опис стенда й нової методики дослідження краплевідділювача пластинчастого типу контактного теплообмінного апарата, а також узагальнені експериментальні дані у вигляді залежності гідравлічного опору й коефіцієнта ефективності сепарації у функції режимно-геометричних характеристик цього процесу.

Borovok S.V., Bratuta E.G., Kruglyakova O.V.

TO EXPERIMENTAL TO DETERMINATION OF EFFICIENCY LAMELLAR DROP-CATCHER OF HEAT EXCHANGERS OF CONTACT TYPE

The description of the test desk and new procedure of research of a lamellar type separator of contact heat and mass exchanger, as well as the generalized experimental data in the form of dependence of hydraulic resistance and effectiveness ratio of separation in function of regime-geometrical characteristics of this process is resulted.

ТЕПЛОВАЯ ИНТЕГРАЦИЯ ПЯТИКОЛОННОГО АГРЕГАТА ПРОИЗВОДСТВА СПИРТА

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными или практическими заданиями. Экономический кризис, усугубляющийся в Украине постоянным подорожанием энергоносителей, заставляет представителей все большего количества отраслей пищевой промышленности задуматься о внедрении энергосберегающих технологий и использовании альтернативных видов топлива.

Сокращение потребления топливно-энергетических ресурсов в промышленности сопряжено с широкомасштабной реализацией современных энергосберегающих технологий, созданием высокоэффективных энерготехнологических комплексов.

Применение Пинч-анализа при проектировании и реконструкции теплообменных сетей промышленных процессов позволяет получить значения мощности энергии, потребляемых от внешних энергоносителей на уровне термодинамически обусловленных минимальных величин. Использование Пинч-анализа позволяет определить:

- оптимальные значения холодных и горячих утилит,
- количество теплообменных аппаратов в сети теплообмена,
- оптимальную площадь поверхности теплообмена,
- приведенную стоимость еще до выполнения самого проекта теплообменной сети.

Применение методов Пинч-анализа дает возможность оптимизировать энергопотребление в пределах территориальных производственных комплексов, состоящих из большого числа производственных процессов и потребление энергии от общей утилитной системы.

В среднем реализация таких проектов позволяет уменьшить энергопотребление приблизительно на 30 % со снижением вредных выбросов на 25–30 %. Срок окупаемости данных проектов, как правило, не превышает одного года [1].

Широкое распространение и применение Пинч-технологий в последние два десятилетия позволило значительно улучшить энергетическую и эксплуатационную эффективность промышленных установок во всем мире. Ни один из применяемых на сегодняшний день методов энерготехнологического аудита и проектирования тепломассообменных сетей не позволяет достичь тех результатов, получение которых возможно с использованием Пинч-метода [2].

Анализ исследований и публикаций. В производстве спирта, потребление пара и охлаждающей воды в процессе ректификации составляет 60–70 % от общего потребления процесса. Большая часть тепла теряется и забирается охлаждающей водой, а часть сточных вод сливается. Именно поэтому уменьшение потребления энергии и охлаждающей воды обеспечивает развитие наиболее эффективного производства [3]. Уменьшение удельных энергозатрат при производстве этанола позитивно влияет не только на конкурентоспособность производителя, но и на окружающую среду, вследствие уменьшения выбросов вредных веществ и эмиссии парниковых газов [4–6].

Теплоэнергетическая интеграция. Пятиколонный агрегат производства спирта является типичным для производств пищевой промышленности. Установка состоит из 5 колонн: бражная, элюационная, ректификационная, колонна конечной очистки и колонны концентрирования смесей. Колонны обогреваются непосредственно острым паром, который подается в низ колонн. Исходное сырье (брага), проходя последовательно через колонны, очищается от примесей, таких как барда, метанол, сивушные масла, альдегиды и т.д., и из последней колонны выходит непосредственно 96% этиловый спирт (рис. 1). В системе присутствует также один теплообменный аппарат – E1.

Во время исследования установки было определено 16 горячих и 7 холодных потоков и их основные параметры. Характеристика потоков приведена в следующем порядке:

1. Спиртовой 96 % пар после конденсации. Выходит из ректификационной колонны K3, проходит через теплообменный аппарат E1, конденсируется в C1 и C2 и направляется в C3. $T_{нач}=78.9\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=77.9\text{ }^{\circ}\text{C}$.

2. Спиртовой пар ректификационной колонны после конденсации. Выходит из конденсаторов C3 и C4 и поступает на C5. $T_{нач}=78.9\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=78\text{ }^{\circ}\text{C}$.

3. Спиртовой пар ректификационной колонны после конденсации. Выходит из конденсатора C5 и поступает на C6. $T_{нач}=78\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=77\text{ }^{\circ}\text{C}$.

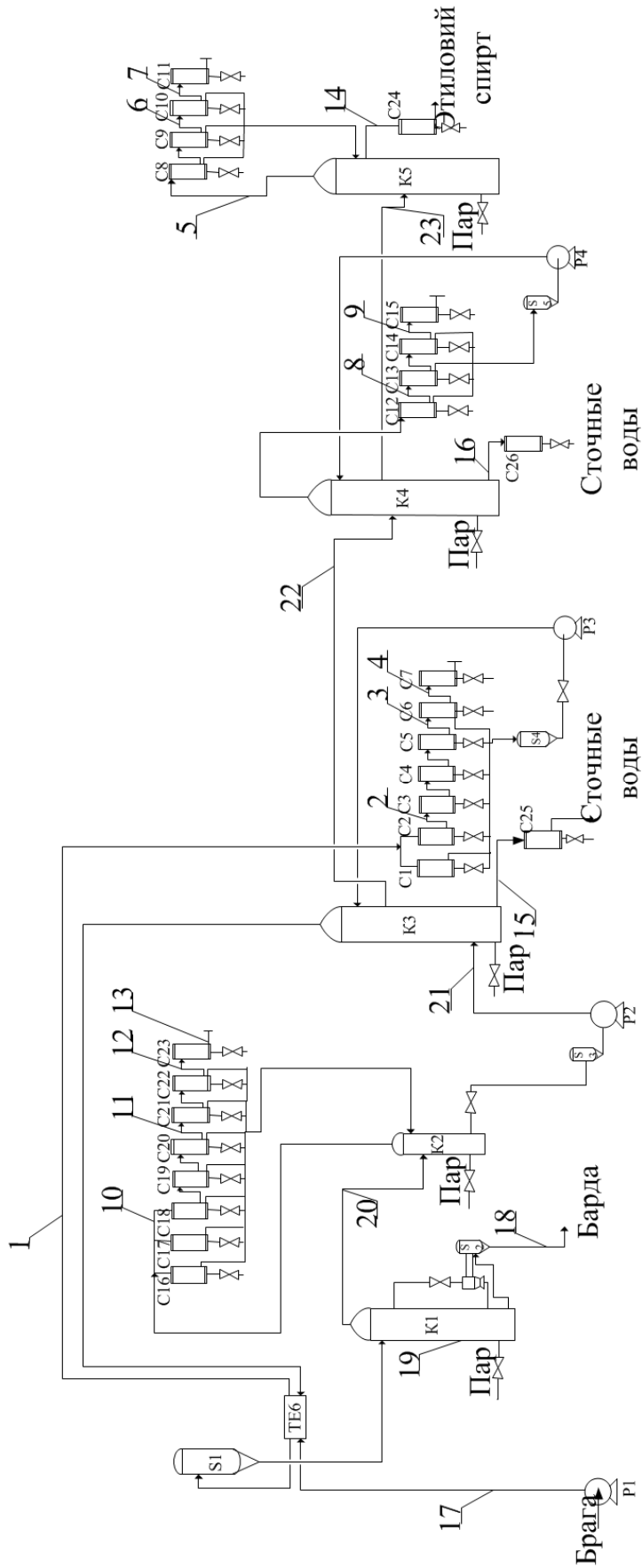


Рисунок 1 – Принципиальная технологическая схема колонной установки производства спирта:
 P1–P4 – насосы; E1 – теплообменник; S1–S5 – сепараторы; K1 – бражная колонна; K2 – эпорационная колонна;
 K3 – ректификационная колонна; K4 – колонна конечной очистки; K5 – колонна концентрирования смесей;
 C1–C26 – конденсаторы; 1–23 номера потоков

4. Спиртовой пар ректификационной колонны после конденсации. Выходит из конденсаторов С6 и С7 и возвращается в колонну. $T_{нач}=77\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=38\text{ }^{\circ}\text{C}$.
5. Спиртовой 96 % пар после конденсации. Выходит из колонны концентрирования смесей и конденсируется в С8 и С9, после чего направляется в С10. $T_{нач}=79.4\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=78\text{ }^{\circ}\text{C}$.
6. Спиртовой пар колонны концентрирования смесей после конденсации. Выходит из конденсатора С10 и направляется в С11. $T_{нач}=78\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=64\text{ }^{\circ}\text{C}$.
7. Спиртовой пар колонны концентрирования смесей после конденсации. Выходит из конденсатора С11 и возвращается в колонну. $T_{нач}=64\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=29\text{ }^{\circ}\text{C}$.
8. Спиртовой 80.26 % пар после конденсации. Выходит из колонны конечной очистки и конденсируется в С12 и С13, после чего направляется на С14. $T_{нач}=94.3\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=87\text{ }^{\circ}\text{C}$.
9. Спиртовой пар колонны конечной очистки после конденсации. Выходит из конденсаторов С14 и С15 и возвращается в колонну. $T_{нач}=87\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=28\text{ }^{\circ}\text{C}$.
10. Спиртовой 96 % пар после конденсации. Выходит из эспурационной колонны и конденсируется в С16, С17 и С18, после чего направляется на С19. $T_{нач}=78.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=77.5\text{ }^{\circ}\text{C}$.
11. Спиртовой пар эспурационной колонны. Выходит из конденсаторов С19 и С20 и направляется на С21. $T_{нач}=78.5\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=77\text{ }^{\circ}\text{C}$.
12. Спиртовой пар эспурационной колонны. Выходит из конденсаторов С21 и С22, после чего направляется к С23. $T_{нач}=77\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=65\text{ }^{\circ}\text{C}$.
13. Спиртовой пар эспурационной колонны. Выходит из конденсатора С23 и возвращается в колонну. $T_{нач}=65\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=36\text{ }^{\circ}\text{C}$.
14. Конечный 95.5 % спирт. Выходит из колонны концентрирования смесей, охлаждается в С24 и поступает в емкость для хранения конечного продукта. $t_{нач}=78.3\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=20\text{ }^{\circ}\text{C}$.
15. Сточные воды. Выходит из колонны конечной очистки, охлаждается в С25 и сливается. $T_{нач}=111.2\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=29\text{ }^{\circ}\text{C}$.
16. Сточные воды. Выходит из колонны конечной очистки, охлаждается в С26 и сливается. $T_{нач}=110.7\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=29\text{ }^{\circ}\text{C}$.
17. Брага 11.35 %. Поступает в теплообменный аппарат Е1, и после очистки через сепаратор S1 войти в смесительную колонну. $T_{нач}=29\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=87.4\text{ }^{\circ}\text{C}$.
18. Подогрев барды. Барда из бражной колонны очищается в сепараторе S2 и собирается в специальные емкости. $T_{нач}=80\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=98\text{ }^{\circ}\text{C}$.
19. Подогрев барды. Осуществляется в бражной колонне. $T_{нач}=109.1\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=110.1\text{ }^{\circ}\text{C}$.
20. Подогрев смеси. Выходит из бражной колонны и поступает в эспурационную колонну, где и осуществляется подогрев. $T_{нач}=85.2\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=86.2\text{ }^{\circ}\text{C}$.
21. Подогрев альдегидной жидкости. Выходит из эспурационной колонны и поступает в ректификационную колонну, где и осуществляется подогрев. $T_{нач}=95.4\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=96.4\text{ }^{\circ}\text{C}$.
22. Подогрев жидкого спирта. Выходит из ректификационной колонны и поступает в колонну конечной очистки, где и осуществляется подогрев. $t_{нач}=111.2\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=112.2\text{ }^{\circ}\text{C}$.
23. Подогрев разведенного спирта. Выходит из колонны конечной очистки и поступает в колонну концентрирования смесей, где и осуществляется подогрев. $T_{нач}=110.7\text{ }^{\circ}\text{C}$, $T_{кон}=111.7\text{ }^{\circ}\text{C}$.

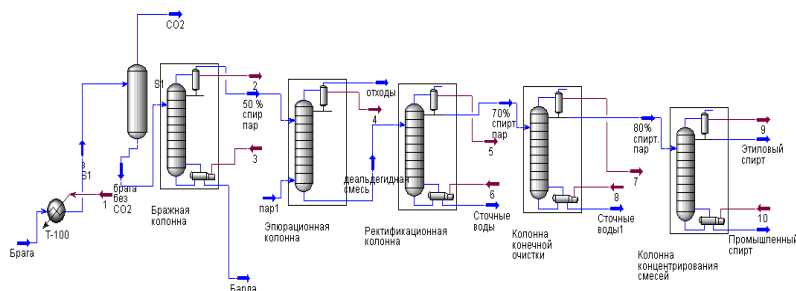


Рисунок 2 – Моделирование схемы в среде пакета UniSim Design:
1–10 – энергетические потоки, Т-100 – теплообменный аппарат

Для уточнения существующих данных было проведено моделирование схемы в среде пакета UniSim Design (рис. 2). Программа Unisim Design, разработанная фирмой «Хайпротех», представляет собой пакет математического обеспечения, предназначенный для моделирования в стационарном режиме, проектирования химико-технологических производств, контроля производительности оборудования, оптимизации и бизнес-планирования в области производства и переработки углеводородов и нефтехимии [7].

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Для дальнейшего анализа необходимо определить значение мощности рекуперации для существующего процесса. На данный момент, есть только один теплообменный аппарат, который принимает участие в рекуперации – Е1. В таблице 1 приведен перечень определенных параметров для данных потоков.

Таблица 1 – Поточковые данные технологических потоков, включенных в интеграцию для 5 колонной установки производства спирта

№	Поток	Тип	T_s , °C	T_T , °C	CP , кВт/°C	α , кВт/м ²	ΔH , кВт	G , кг/с
1	Спиртовой 96 % пар ректиф. колонны после С1 и С2	гор	78.9	77.9	3819	8000	3819	1.66
2	Спиртовой пар ректиф. колонны после С3 и С4	гор	78.9	78.0	1140.40	8000	1026.4	0.44
3	Спиртовой пар ректиф. колонны после С5	гор	78.0	77.0	263.30	8000	263.30	0.11
4	Спиртовой пар ректиф. колонны после С6 и С7	гор	77.0	38.0	5.24	3000	204.5	0.002
5	Спиртовой 96 % пар из колонны концентр. смесей после С8 и С9	гор	79.4	78.0	2988.29	7000	4183.6	1.80
6	Спиртовой пар из колонны концентрирования смесей после С10	гор	78.0	64.0	50.01	3000	826.1	0.36
7	Спиртовой пар из колонны концентрирования смесей после С11	гор	64.0	29.0	1.47	3000	51.53	0.02
8	Спиртовой 80.26 % пар из колонны конечн. очистки после С12, С13	гор	94.3	87.0	291.26	3000	2126.2	0.92
9	Спиртовой пар из колонны конечн. очистки после С14, С15	гор	87.0	28.0	6.48	3000	382.2	0.16
10	Спиртовой пар из эюрац. колонны после С16, С17, С18	гор	78.5	77.5	3606.2	7000	3606.2	1.57
11	Спиртовой пар из эюрац. колонны после С19 и С20	гор	78.5	77.0	1331.1	7000	1996.7	0.87
12	Спиртовой пар из эюрац. колонны после С21 и С22	гор	77.0	66.0	62.79	3000	941.8	0.45
13	Спиртовой пар из эюрац. колонны после С23	гор	65.0	36.0	1.44	3000	41.90	0.02
14	Конечный спирт	гор	78.3	20.0	4.08	3000	238.1	1.45
15	Сточные воды из ректификац. колонны	гор	111.2	29.0	19.17	2600	1575.8	4.64
16	Сточные воды из колонны конечной очистки	гор	110.7	29.0	14.87	2600	1214.9	3.65
17	Брага 11.35%	хол	29.0	87.4	44.08	2000	2574.4	11.20
18	Подогрев отходов	хол	80.0	98.0	26.64	2000	479.52	8.53
19	Подогрев браги в бражной колонне	хол	109	110.1	6112.8	2000	6112.8	2.65
20	Подогрев смеси в эюрац. колонне	хол	85.2	86.2	747.0	2000	747.0	0.32
21	Подогрев альдег. жидкости	хол	95.4	96.4	1853.7	2000	1853.7	0.8
22	Подогрев жидкого спирта в колонне конечной очистки	хол	111.2	112.2	6551.8	2000	6551.8	2.85
23	Подогрев разведенного спирта	хол	110.7	111.7	6545.6	2000	6545.6	2.84

На основе таблицы была построена сеточная диаграмма, на которой располагаются горячие и холодные потоки, согласно с температурными интервалами (рис. 3).

Как видно из диаграммы, система имеет большое количество горячих (пар) и холодных (охлаждающая вода) утилит, что обеспечивает системе не оптимальную рекуперации энергии.

На основе имеющихся данных построим составные кривые процесса (рис. 4). Составные кривые содержат большой объем информации о системе технологических потоков, утилитной системе и эффективности использования тепловой энергии в процессе.

Проекция горячей кривой на энтальпийную ось 19 933 кВт – это нерекуперированный участок, который требует охлаждения извне, то есть это величина мощности, необходимая для холодных утилит.

Проекция холодной кривой на энтальпийную ось – 22 300 кВт, и эта часть потока также нуждается в подогреве извне, то есть равна мощности подводимого горячего пара.

Участок, на котором горячая и холодная составные кривые совпадают, является той частью энергии процесса, который рекуперирован, и равен, соответственно, нагрузке на единственный установленный теплообменный аппарат E1 – 2574 кВт.

Минимальная разница температур при этом составляет $\Delta T_{\min} = 20^\circ \text{C}$.

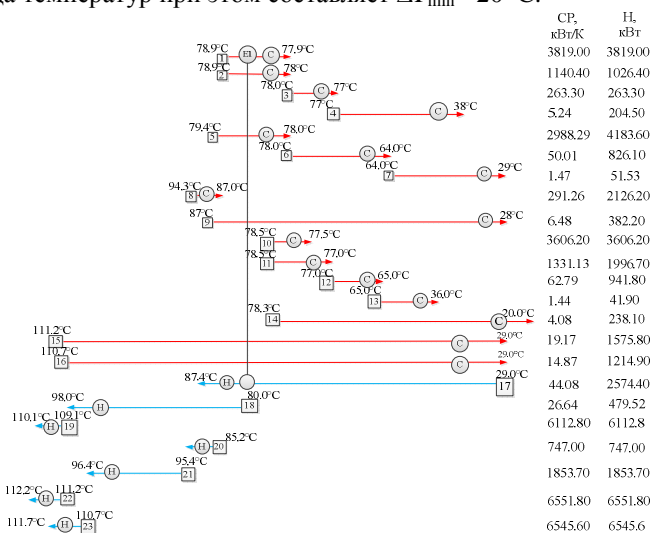


Рисунок 3 – Существующая система теплообмена на установке:
1–16 – горячие потоки; 17–23 – холодные потоки; CP – потоковая теплоемкость;
ΔH – тепловые нагрузки для каждого потока

Сдвигая составные кривые можно увеличить рекуперацию тепловой энергии, уменьшая при этом ΔT_{\min} в теплообменной сети, и потребление энергии от внешних утилит. Современные компактные пластинчатые теплообменные аппараты, которые будут устанавливаться в процессе реализации проекта, позволяют осуществлять теплообмен при минимальной разнице температур в 2°C . Это позволяет нам сдвигать составные кривые так, чтобы разница температур в точке пинча была 2°C . Таким образом, осуществляется максимальная рекуперация тепловой энергии в данной схеме производства спирта. Принимаем значение $\Delta T_{\min} = 2^\circ \text{C}$ и с помощью каскадного метода определяем точки пинча для холодных и горячих потоков $T_{C \text{ pin}} = 95.4^\circ \text{C}$, $T_{H \text{ pin}} = 97.4^\circ \text{C}$. На основании новых полученных данных строим составные кривые для $\Delta T_{\min} = 2^\circ \text{C}$ (рис. 5).

Как видно, потребление горячих и холодных утилит уменьшилось на величину 1630 кВт.

Используя полученные данные, строим новую сеточную диаграмму (рис. 6). При проектировании новой схемы, необходимо придерживаться CP, ΔH и ΔT правил, а также запретить перенос теплоты через пинч.

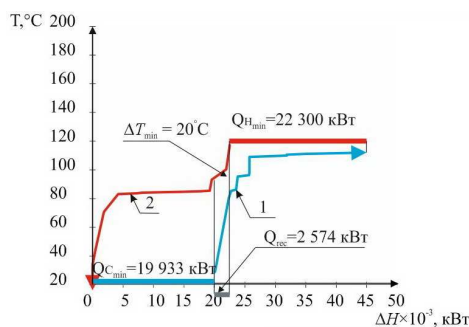


Рисунок 4 – Составные кривые существующего процесса: Q_{Hmin} – горячие утилиты; Q_{Cmin} – холодные утилиты, Q_{rec} – значение рекуперированной энергии; 1 – холодная составная кривая; 2 – горячая составная кривая

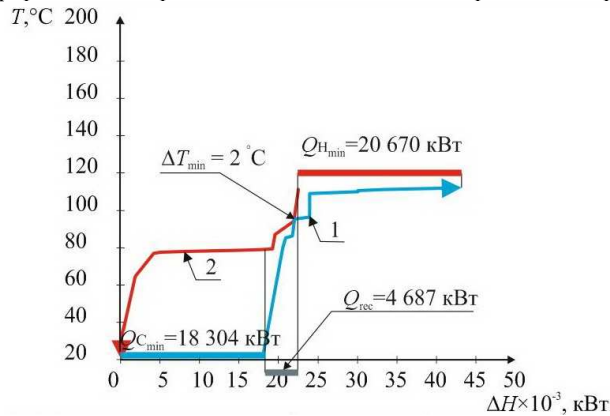


Рисунок 5 – Составные кривые для $\Delta T_{min} = 2\text{ }^\circ\text{C}$:
 Q_{Hmin} – горячие утилиты; Q_{Cmin} – холодные утилиты, Q_{rec} – значение рекуперированной энергии;
 1 – холодная составная кривая; 2 – горячая составная кривая

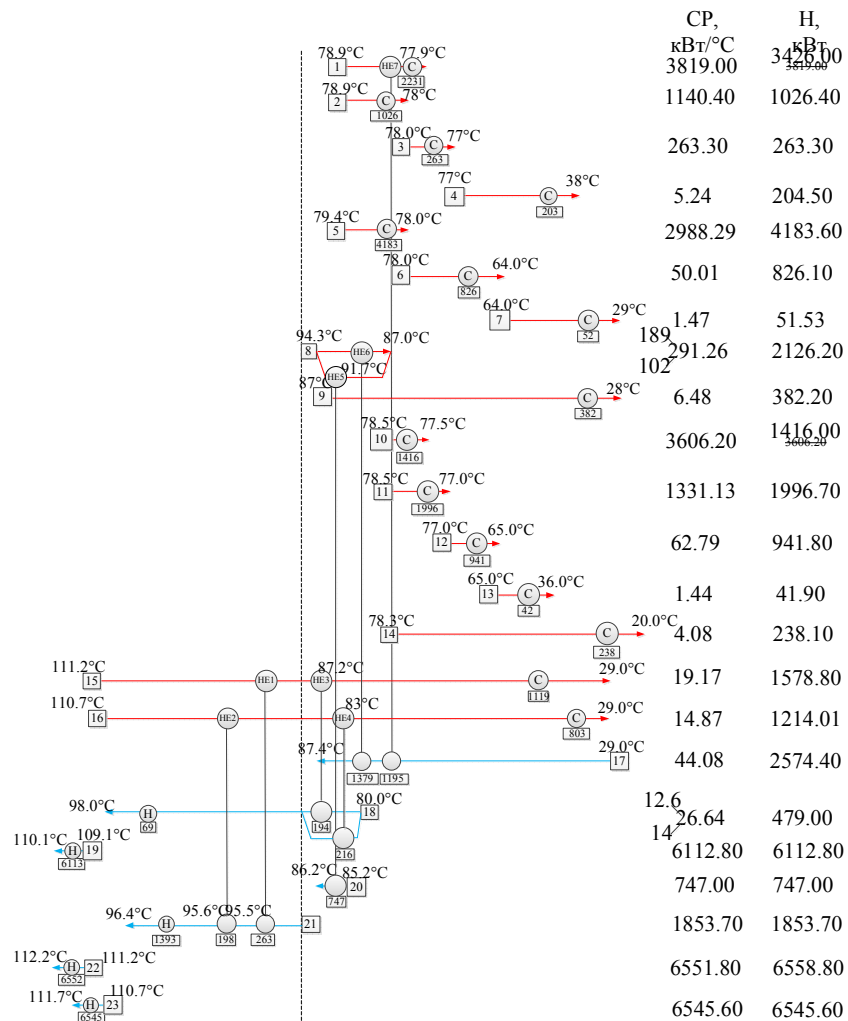


Рисунок 6 – Сеточная диаграмма для интегрированного процесса производства этанола: 1–16 – горячие потоки; 17–23 – холодные потоки; CP – потоковая теплоемкость; ΔH – тепловые нагрузки для каждого потока

Используя полученную сеточную диаграмму пинч-проекта системы рекуперации тепловой энергии, построим новую принципиальную схему производства этанола (рис. 7). Дополнительно устанавливаем 6 рекуперативных теплообменных аппарата.

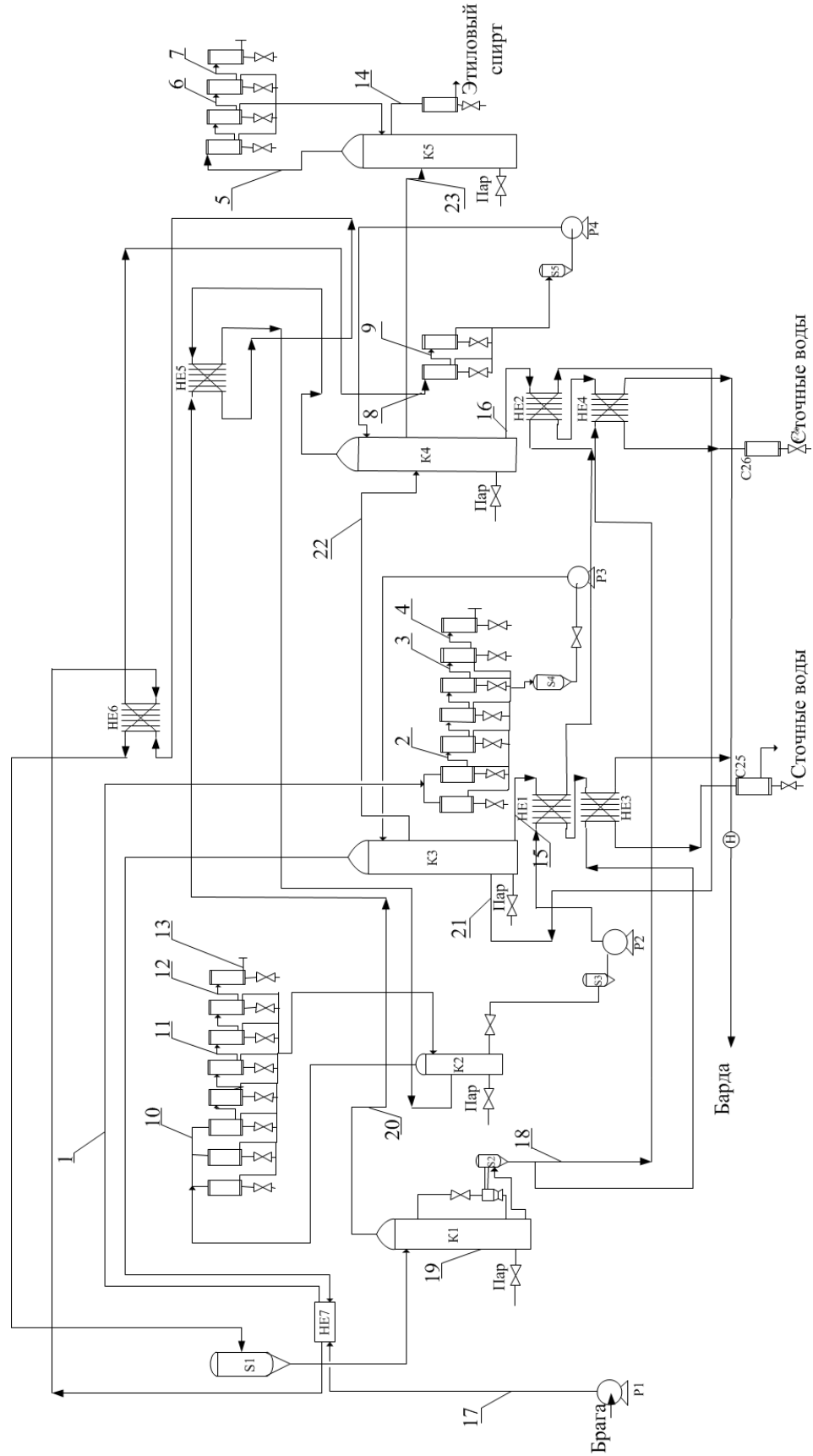


Рисунок 7 – Принципиальная технологическая схема производства спирта после реконструкции:

P1–P4 – насосы; HE1–HE7 – теплообменные аппараты; S1–S5 – сепараторы; K1 – бражная колонна; K2 – эспорационная колонна; K3 – ректификационная колонна; K4 – колонна конечной очистки; K5 – колонна концентрирования смесей;

С1–С26 – конденсаторы; 1–23 номера потоков

Заключення

В даній роботі було проведено дослідження установки ректифікації етилового спирта, визначені основні потоки, що приймають участь в проектуванні. Застосовуючи методи пінч-проектування стало можливим суттєво знизити енергоспоживання гарячих утиліт на величину 1 693 кВт, а холодних – на 2 009 кВт, що складає 7.6 % за гарячими утилітами та 10.1 % за холодними. Згідно економічним розрахункам, потенціал енергозбереження становить 3 782 240 грн на рік. Термін окупності запропонованого проекту реконструкції становить приблизно 1.5 років.

Обозначення. CP – потокова теплоємність, Вт/°C; G – масовий витрат, кг/с; H – потокове тепло-вміщення, Вт; t – температура, °C; $T_{нач}$ – температура постачання, °C; $T_{кон}$ – цільова температура, °C; ΔT_{min} – мінімальна різниця температур; E1, T-100 – теплообмінний апарат; C1–C26 – конденсатори; P1–P4 – насоси; S1–S5 – сепаратори; K1 – бражна колонна; K2 – епураційна колонна; K3 – ректифікаційна колонна; K4 – колонна кінцевої очистки; K5 – колонна концентрації сумішей.

Література

1. Сайт компанії «Содружество-Т»: [Електронний ресурс] – Режим доступу: <http://www.sodr-t.kharkiv.com/>
2. Сайт компанії аудиторсько-консалтингової групи «СВ-Аудит»: [Електронний ресурс] – Режим доступу: <http://www.sv-audit.ru>
3. ZhaolinGu. Retrofitting of a distillery based on process synthesis / ZhaolinGu, Zhonghua Tao, Nan Xu // Energy conversion and management. Xi'an, China.– 2006. – 9 с.
4. Яровенко В.Л. Справочник по виробництву спирта / Яровенко В.Л., Устинников Б.А. – М: Легка і харчова промисловість, 1981. – 57 с.
5. Основи інтеграції теплових процесів / [Смит Р., Клемеш Й., Товажнянський Л.Л., Капустенко П.А., Ульянов Л.М.]. – Харків: НТУ «ХПІ», 2008 – 260 с.
6. Цыганков П.С. Ректификационные установки спиртовой промышленности / Цыганков П.С. – М.: Легкая и пищевая промышленность, 1984. – 15–21 с.
7. Лисицын Н.В. Разработка моделей аппаратов химической технологии в системе компьютерного моделирования Hysys. / Лисицын Н.В., Федоров В.И.– СПб: СПБГТИ, 2005. – 5 с.

Bibliography (transliterated)

1. Sajt kompanii «Sodruzhestvo-T»: [Jelektronnyj resurs] – Rezhim dostupa: <http://www.sodr-t.kharkiv.com/>
2. Sajt kompanii auditorsko-konsaltingovoj grupy «SV-Audit»: [Jelektronnyj resurs] – Rezhim dostupa: <http://www.sv-audit.ru>
3. ZhaolinGu. Retrofitting of a distillery based on process synthesis ZhaolinGu, Zhonghua Tao, Nan Xu Energy conversion and management. Xi'an, China.– 2006. – 9 p.
4. Jarovenko V.L. Spravochnik po proizvodstvu spirta Jarovenko V.L., Ustinnikov B.A. – M: Legkaja i pishhevaja promyshlennost', 1981. – 57 p.
5. Osnovy integracii teplovyh processov [Smit R., Klemesh J., Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Ul'ev L.M.]. – Har'kov: NTU «HPI», 2008 – 260 p.
6. Cygankov P.S. Rektifikacionnye ustanovki spirtovoj promyshlennosti Cygankov P.S. – M.: Legkaja i pishhevaja promyshlennost', 1984. – 15–21 p.
7. Lisicyan N.V. Razrabotka modelej apparatov himicheskoj tehnologii v sisteme komp'juternogo modelirovaniya Hysys. Lisicyan N.V., Fedorov V.I.– SPb: SPBGTI, 2005. – 5 p.

УДК 664.5: 662.6

Ульєв Л.М., Ставрова К.І.

ТЕПЛОВА ІНТЕГРАЦІЯ П'ЯТИКОЛОНОГО АГРЕГАТА ВИРОБНИЦТВА СПИРТУ

В даній роботі було проведено обстеження установки ректифікації етилового спирту, визначені основні потоки, що приймають участь в проектуванні. Застосовуючи методи пінч-проектування стало можливим суттєво знизити енергоспоживання гарячих утиліт на величину 1 693 кВт та холодних – на 2 009 кВт, що складає 7.6 % за гарячими утилітами та 10.1 % за холодними. Згідно економічним розрахункам, поте-

нціал енергозбереження складає 3 782 240 грн на рік. Термін окупності запропонованого проекту реконструкції складає приблизно 1.5 року.

Ulyev L.V., Stavrova K.I.

**HEATING INTEGRATION OF AGGREGATE ALCOHOL PRODUCTION
WHICH HAS 5 COLUMNS**

In this work was researched the rectification installation of alcohol, were defined the main flows, which are taking part in integration. Using the methods of pinch designing were reduced the power consumption of heating utilities by value 1 693 kW and cooling utilities – 2 009 kW, that is 7.6 % by heating and 10.1 % by cooling utilities. According to the economic calculation, the potential of energy-saving is 3 782 240 grn per year. The time of the payback will be about 1.5 years.

**ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕКТРОХІМІЧНОЇ ТЕХНОЛОГІЇ ПЕРЕРОБЛЕННЯ
ВОЛЬФРАМВМІСНИХ ПСЕВДОСПЛАВІВ**

Через високу собівартість та відсутність родовищ, що містять вольфрам, виробництво вольфрамівих матеріалів в Україні потребує нових джерел постачання. Для виробництва твердих сплавів в цих умовах одним з найважливіших джерел сировини є кусковий брукт вольфрамівих псевдосплавів (групи ВК, ТК, ТТК, МС) і вольфрамівих проволочи. Однак, підвищена міцність та стійкість цих матеріалів значно ускладнює їх переробку. Зазвичай перероблення твердосплавного брукту здійснюють гідрометалургійним способом, методом окиснення і хлорування [1]. Переробка ускладнюється високим вмістом других металів і взаємним впливом складових псевдосплавів на технологічний процес. Використання електрохімічних технологій дозволяє при високих показниках вилучення компонентів істотно спростити технологічну схему й апаратне оформлення процесу, скоротити тривалість переробки вторинних відходів і поліпшити екологічні показники.

Основними чинниками електрохімічного перероблення вольфрамівих псевдосплавів, є склад електроліту і режими електролізу. Складність перероблення псевдосплавів полягає в різниці хімічних властивостей їх складових, які обумовлюють різну анодну поведінку вольфраму і кобальту залежно від рН електроліту. Так, при використанні кислотних електролітів відбувається інтенсифікація розчинення кобальтової складової сплаву і виникає необхідність додавання до електроліту окисників [2] для запобігання пасивації аноду проміжними оксидами вольфраму. Крім того, кислоти виявляють хімічну агресивність до матеріалів і устаткування. Навпаки, лужні електроліти є більш природними для розчинення карбиду вольфраму, але в них спостерігається стійка пасивація кобальтової складової, що потребує додаткового механічного втручання і підвищення температури до 100° С [3]. Ініціювати процес окиснення сплаву дозволяє підвищення густини струму, але існує її гранична величина, після якої вихід за струмом знижується внаслідок гальмування процесу через накопичення на поверхні аноду продуктів електродної реакції і уповільнення стадії їх відведення з прианодного шару. Крім того, відбувається інтенсифікація реакції виділення кисню. Досить цікавим технологічним рішенням оптимізації процесу анодного розчинення виявляється застосування нестационарних режимів електролізу, які дозволяють нівелювати означені обмеження. При проходженні змінного струму перенапряга анодних реакцій зменшується, а енергетичні рівні окислювальних електродних процесів знижуються порівняно з процесом на постійному струмі [4]. Однак, в режимі зміннострумного електролізу під час зворотного струму на поверхні робочого електроду відбувається часткове відновлення катіонів металу, внаслідок чого його поверхня блокується, що призводить до зниження швидкості розчинення та додаткових втрат електроенергії.

Отже, нагальним залишається питання інтенсифікації рециклінгу сплавів вольфраму при одночасному зниженні енергозатрат, яке, на наш погляд, вирішується двома шляхами: по-перше, використанням полілігандного електроліту на основі дифосфат- і цитрат-іонів, що утворюють розчинні комплексні сполуки [5,6]; по-друге, застосуванням імпульсного режиму, що дозволяє контролювати співвідношення швидкості парціальних реакцій і швидкість процесу в цілому.

Роботу присвячено дослідженню впливу складу електроліту і параметрів електролізу на ефективність анодного розчинення псевдосплавів вольфраму з метою оптимізації електрохімічної технології перероблення вольфрамівих вторинної сировини.

Методика експерименту. Для дослідження процесів анодного розчинення використовували зразки сплаву ВК з вмістом металів, % мас.: Fe – 0,4...2, Co – 1...13, W – 86...96 (рис. 1 а). Склад сплавів і металів визначали рентгенівським флуоресцентним методом із застосуванням портативного універсального технічного спектрометра «Спрут» з відносним стандартним відхиленням 10^{-3} – 10^{-2} . Поверхню зразків знежирювали, травили та ретельно промивали дистильованою водою за стандартною методикою [7]. Як робочі розчини використовували полілігандні електроліти з варійованою концентрацією дифосфат- та цитрат-іонів, величину рН корегували додаванням натрію гідроксиду. Електроліз проводили в скляній комірці за двоелектродною схемою із застосуванням радіально розташованих катодів з нержавіючої сталі марки Х18Н10Т. Для варіювання інтенсивності перемішування розчинів і забезпечення їх постійної температури застосовували мішалку магнітну марки ММ-5. Форму сигналу поляризації, значення струму та тривалість імпульсу і паузи задавали програматором ПР 8 та відпрацьовували потенціостатом ПІ-50-1. Хімічний склад матеріалів визначали з аналізу характеристичного рентгенівського спектру, який реєстрували за допомогою енерго-дисперсійного спектрометра INCA Energy 350. Швидкість розчинення та вихід за струмом контролювали гравіметрично.

Результати та їх обговорення. Результати досліджень показали, що рН електроліту і співвідношення концентрації дифосфат-/цитрат-іонів у розчині суттєво впливають на ефективність анодного процесу. При $\text{pH} < 9$, загальному вмісті лігандів $0,5 \text{ моль/л}$ та їх співвідношенні 1:1 вихід за струмом при анодному розчиненні в інтервалі $j_a = 50\text{--}60 \text{ А/дм}^2$ зменшується майже на 25 % порівняно з $\text{pH}=12$. В той же час підвищення рН розчину до 13 при $j_a = 50\text{--}60 \text{ А/дм}^2$ приводить до стійкої пасивації аноду з утворенням на поверхні темно-коричневого осаду та суттєвим падінням виходу за струмом. Це пов'язано з руйнування комплексів кобальту ($\text{pK}[\text{CoP}_2\text{O}_7]^{2-} = 6,1$) у розчинах підвищеної лужності та переходом його у склад важкорозчинних гідроксидів ($\text{pK}[\text{Co}(\text{OH})_2]=9,2$), які накопичуються в при анодному шарі. При $\text{pH} 10\text{--}12$ анодний вихід за струмом перевищує 100 %, що свідчить про одночасний перебіг як електрохімічної, так і хімічної реакції.

Анодний вихід за струмом коливається від 65 до 92 % залежно від рН розчину і амплітуди струму при загальному вмісті дифосфат/цитрат-іонів $0,5 \text{ моль/дм}^3$ та співвідношенні їх концентрацій 1:1. Підвищення вмісту цитрату до $0,5 \text{ моль/дм}^3$ практично не змінює ефективність процесу розчинення, а на поверхні аноду при згаданих концентраціях накопичується сіра рихла маса, під якою візуалізується щільний осад темно синього кольору, що відповідає оксидам вольфраму змінної валентності (рис. 1 б). Підвищення дифосфат-іонів у розчині сприяє утворенню координаційно насичених міцних комплексів кобальту і вольфраму, тому поверхня аноду не пасивується (рис. 1 в). Таким чином, співвідношення концентрацій цитрат-/дифосфат-іонів 1:2 при загальному вмісті лігандів $0,75 \text{ моль/л}$ забезпечує активне розчинення обох складових сплаву.

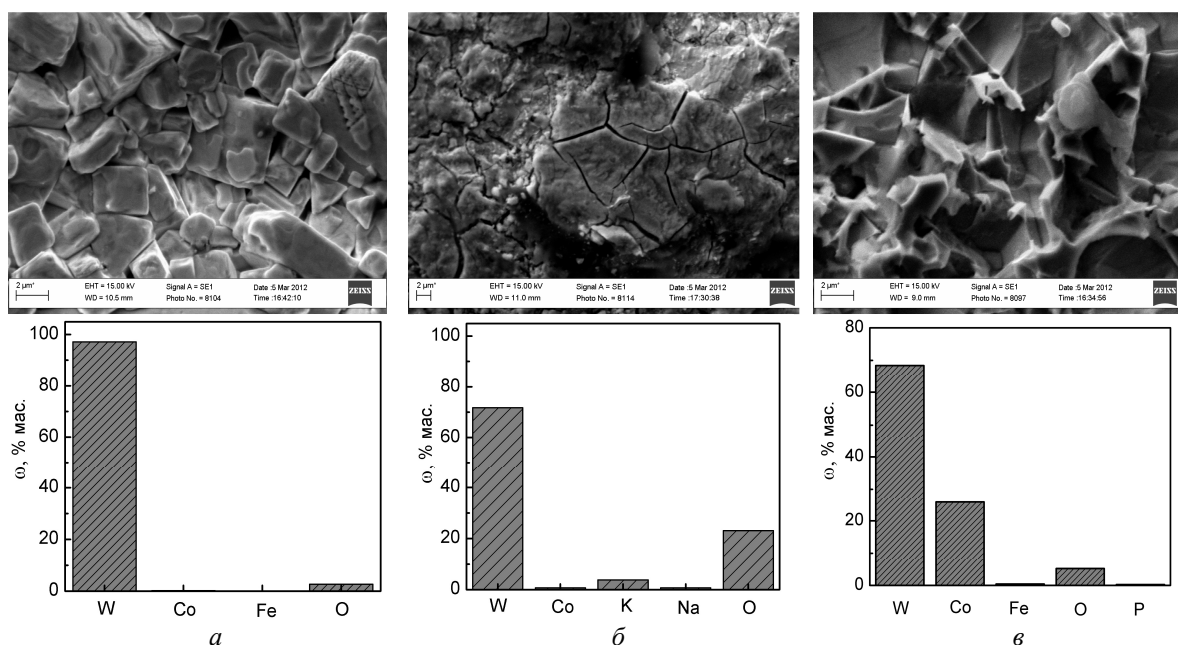


Рисунок 1 – Мікрофотографії ($\times 3000$) та хімічний склад сплаву BK10 до (а) та після анодної обробки в полілігандному електроліті при загальному вмісті ($\sum c_L$) $0,75 \text{ моль/дм}^3$ і співвідношенні концентрацій цитрат-/дифосфат – іонів: 2:1 (б); 1:2 (в)

Такий ефект також досягається при імпульсному електролізі, який дозволяє працювати при підвищених густинах струму, оскільки в період паузи реалізуються процеси адсорбції лігандів, десорбції продуктів і їх відведення з прианодного простору. Підвищення j_a до 80 А/дм^2 суттєво інтенсифікує процес травлення вольфрамвмісної складової сплаву, а поверхня аноду збагачується кобальтом (рис. 1. в) Результати атомно-абсорбційного аналізу електроліту травлення показали, що при загальному виході за струмом 90 % вміст іонів Co^{2+} у розчині становить лише 20 % від теоретично розрахованого, що підтверджує збагачення розчину вольфрамом. Зменшення амплітуди струму j_a до $40\text{--}50 \text{ А/дм}^2$ викликає падіння виходу за струмом, а поверхня аноду збагачується вольфрамом. За результатами досліджень встановлено, що максимальний анодний вихід за струмом 90–95 % досягається при співвідношенні t_i / t_n $0,3\text{--}0,4$ (табл. 1).

В результаті розчинення псевдосплаву BK отриманий електроліт, з якого без додаткового коригування було осаджене покриття W-Co з вмістом вольфраму 23–28 % та кобальту 72–77 %, тобто електроліт збагачується сполуками вольфраму, а отже, його можна використовувати для вилучення тугоплавкого компоненту відомим хімічним способом [8].

Таблиця 1 – Залежність виходу за струмом від співвідношення тривалості імпульсу і паузи при загальному вмісті ($\sum c_L$) 0,75 моль/л (співвідношення концентрацій цитрат-/дифосфат – іонів 1:2, рН=11,5; $t=45\text{ }^\circ\text{C}$)

t_i, c	t_{ii}, c	t_i / t_{ii}	$j, \text{A/дм}^2$	Вс, %
$2 \cdot 10^{-2}$	$5 \cdot 10^{-2}$	0,4	72–75	90–95
$2 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-2}$	1	72–75	33–38
$5 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-1}$	0,5	72–75	68–73
$1 \cdot 10^{-2}$	$2 \cdot 10^{-2}$	0,5	72–75	70–75

Висновки. Варіювання складом електроліту, рН розчину і енергетичними та часовими параметрами імпульсного електролізу надає можливість керувати процесом рециклінгу, впливати на швидкість розчинення сплаву, селективність вилучення компонентів та вихід за струмом.

Література

1. Ситтинг М. Извлечение металлов и неорганических соединений из отходов. Ред. Эммануэль Н.М., М.: «Металлургия», 1985. – 409 с.
2. Яворський В. Електрохімічна поведінка псевдосплаву WC-Co у водних розчинах мінеральних кислот та лугів / В. Яворський, А. Срібна, В. Івашків, О. Кунтий // Фіз.-хім. механіка матеріалів. Спец. випуск. – 2008. – № 7. – с. 171–175.
3. Пат. 1804129 Российская Федерация, МПК С 22 в 34/36. Способ извлечения вольфрама из пылевидных отходов от заточки твердосплавного инструмента / Дорофеев И.В., Булыжев Е.М., Тарасов П.А., Богданов В.В., Михайлов Н.Д.; заявитель и патентообладатель Ульяновский автомобильный завод. – № 4879769/02: заяв. 06.09.90; опубл. 27.03.96, Бюл. № 9.
4. Патент 2110590, МПК С22В 7/00 / А.А. Палант, А.М. Левин, В.А. Брюквин; заявитель и патентообладатель: Институт металлургии им. А.А. Байкова РАН. – № 96114262/02; заяв. 11.07.1996, опубл. 10.05.1998.
5. Ведь М.В. Анодна поведінка вольфрамвмісних сплавів у лужних комплексних електролітах / [М.В. Ведь, М.Д. Сахненко, І.Ю. Єрмоленко, М.С. Панкратьєва] // Вісник НТУ "ХП". – 2009. – № 21. – с. 37–42.
6. Єрмоленко І.Ю. Полілігандні електроліти для анодного розчинення сплавів вольфраму / І.Ю. Єрмоленко, М.В. Ведь, С.І. Зюбанова, Д.С. Андрощук // Вопросы химии и химической технологии. – Днепропетровск: ГВУЗ УГХТУ. – 2011. – № 4. – С. 192–195.
7. Отто М. Современные методы аналитической хими: Пер. с немецкого под ред. А.В. Гарамаша / Отто М. – М.: Техносфера, 2006. – 416 с.
8. Редкие и рассеянные элементы. Химия и технология. В 3-х книгах. Книга 2: Учебник для вузов / С.С. Коровин, Д.В. Дробот, П.И. Федоров / Под ред. С.С. Коровина. – М.: «МИСИС», 1999. – 464 с.

Bibliography (transliterated)

1. Sitting M. Izvlechenie metallov i neorganicheskikh soedinenij iz othodov. Red. Jemmanujel' N.M., M.: «Metallurgija», 1985. – 409 p.
2. Javors'kij V. Elektrohimična povedinka psevdosplavu WC-Co u vodnih rozchinah mineral'nih kislot ta lugiv V. Javors'kij, A. Sribna, V. Ivashkiv, O. Kuntij Fiz.-him. mehanika materialiv. Spec. vipusk. – 2008. – # 7. – p. 171–175.
3. Pat. 1804129 Rossijskaja Federacija, MPK S 22 v 34 36. Sposob izvlechenija vol'frama iz pylividnyh othodov ot zatochki tverdosplavnogo instrumenta Dorofeev I.V., Bulyzhev E.M., Tarasov P.A., Bogdanov V.V., Mihajlov N.D.; zajavitel' i patentoobladatel' Ul'janovskij avtomobil'nyj zavod. – # 4879769 02: zajav. 06.09.90; opubl. 27.03.96, Bjul. # 9.
4. Patent 2110590, MPK S22V 7 00 A.A. Palant, A.M. Levin, V.A. Brjukvin; zajavitel' i patentoobladatel': Institut metallurgii im. A.A. Bajkova RAN. – # 96114262 02; zajav. 11.07.1996, opubl. 10.05.1998.
5. Ved' M.V. Anodna povedinka vol'framvmisnih splaviv u luzhnih kompleksnih elektrolitah [M.V. Ved', M.D. Sahnenko, I.Ju. Ermolenko, M.S. Pankrat'eva] Visnik NTU "HPI". – 2009. – # 21. – p. 37–42.
6. Ermolenko I.Ju. Poliligandni elektroliti dlja anodnogo rozchinennja splaviv vol'framu I.Ju. Ermolenko, M.V. Ved', S.I. Zjubanova, D.S. Androshhuk Voprosy himii i himicheskoi tehnologii. – Dnepropetrovsk: GVUZ UGHTU. – 2011. – # 4. – p. 192–195.

7. Otto M. *Sovremennye metody analiticheskoy himii*: Per. s nemeckogo pod red. A.V. Garamasha Otto M. – М.: Tehnosfera, 2006. – 416 p.

8. *Redkie i rassejannye jelementy. Himija i tehnologija. V 3-h knigah. Kniga 2: Uchebnik dlja vuzov* S.S. Korovin, D.V. Drobot, P.I. Fedorov Pod red. S.S. Korovina. – М.: «MISIS», 1999. – 464 p.

УДК 621.35

Ермоленко И.Ю., Ведь М.В., Сахненко М.Д., Андрощук Д.С.

**ОПТИМИЗАЦИЯ ЭЛЕКТРОХИМИЧЕСКОЙ ТЕХНОЛОГИИ ПЕРЕРАБОТКИ
ВОЛЬФРАМСОДЕРЖАЩИХ ПСЕВДОСПЛАВОВ**

Показано, что использование полилигандного электролита и импульсного режима для анодного растворения псевдосплавов вольфрама обеспечивают эффективность и селективность процесса. Определены оптимальный состав электролита и параметры электролиза для интенсификации рециклинга вольфрама.

Yermolenko I.Yu., Ved M.V., Sakhnenko N.D., Androshuk D.S.

**ELECTROCHEMICAL PROCESSING TECHNOLOGY OPTIMIZATION
OF THE TUNGSTEN PSEUDO ALLOYS**

It is shown, that the use of polyligand electrolyte and pulsed mode for the anodic dissolution of tungsten pseudo alloys ensure the efficiency and selectivity of the process. The optimum composition of the electrolyte and the electrolysis parameters for the intensification of the tungsten recycling were determined.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЙ ПРИ ПРОИЗВОДСТВЕ ПИЩЕВЫХ КОНЦЕНТРАТОВ

Введение. Системный подход к проблеме энергоэффективности дает возможность правильно выбрать приоритеты, четко координировать работы по совершенствованию энерготехнологий. Приоритеты обосновываются на базе результатов энергетического аудита, сравнения альтернативных проектов. Затраты на внедрение энергоэффективных технологий и оборудования возвращаются быстро, если исследования проведены на основе современных методов энергетического менеджмента. Практика показывает, что одним из приоритетных путей совершенствования энерготехнологий является утилизация энергии технологических выбросов [1]. Эффект существенно усиливается, если решается задача комплексной утилизации теплоты и продукта из аэрозольных выбросов сушильного оборудования и печей.

Энергетический аудит пищекокцентратных технологий. Методами энергетического менеджмента [1] проведен анализ теплового состояния цехов по производству растворимого кофе и пищевых концентратов (рис. 1). Со всего основного энергоёмкого оборудования потери теплоты в окружающую среду (через корпус аппарата) составляют $Q_{пот(общ)} = 115$ кВт.

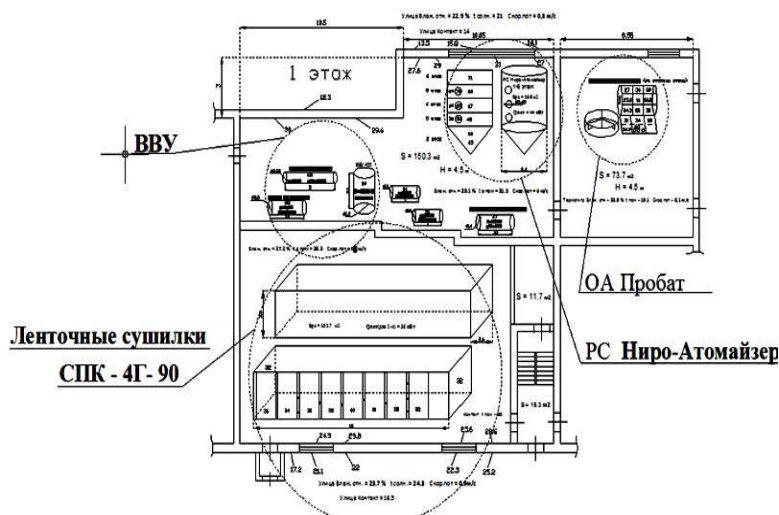


Рисунок 1 – Основное энергоёмкое оборудование

Наибольшие потери теплоты от корпуса обжарочного аппарата (АО) Пробат – 4.5 кВт; от вакуум выпарной установки (ВВУ) – 5.3 кВт; от распылительной сушилки (РС) – 44 кВт; от 2-х ленточных сушилок 46 кВт. Видно, что основной источник потерь тепловой энергии – это сушильные установки. Если учесть, что именно на этих установках ощутимые потери энергии еще и с отработавшим сушильным агентом. В результате затраты энергии на удаление влаги в процессе сушки в несколько раз выше, чем энергия фазового перехода при парообразовании [2].

Технологические выбросы сушильного оборудования сопровождаются ощутимыми потерями пыли пищевого продукта. За год на одной установке теряется до 30т сухого молока, до 125 т сахара, 4,5 т порошка кофе. Именно пыль пищевого продукта не позволяет использовать традиционные конструкции теплоутилизаторов, поскольку пыль забивает теплопередающую поверхность и аппарат становится неэффективным.

Схема с тепломассоутилизатором. Техническая идея предложенной системы комплексной утилизации теплоты и пыли пищевого продукта [3] основана на использовании в аппарате уникальных теплообменных модулей (термосифонов) и оригинальной организацией процесса теплопередачи. Суть поясняется схемой (рис. 2).

Термосифонный тепломассоутилизатор (ТМУ) секцией охлаждений 3 подключается к выходу из цикла 2. В результате комбинированных взаимодействий аэродинамических, теплообменных и массообменных процессов поток в ТМУ очищается от пыли и водяного пара, образуется раствор пищевого про-

дукта, который стекает с поверхности термосифонов. Достигается 3 положительных результата. Во-первых, очищенный теплоноситель обеспечивает экологическую чистоту технологии. Во-вторых, улавливаются частицы дорогого пищевого продукта. В-третьих, снижается расход энергии. Более того, работа аппарата в таком режиме обеспечивает «самоочищение» поверхности теплообмена. Таким образом, достигаются режимы переноса с предельными теплотехническими характеристиками аппарата.



Рисунок 2 – Система комплексной утилизации теплоты и пыли из аэрозольных выбросов сушилок
1 – сушилка, 2 – циклон, 3 – секция охлаждения ТМУ, 4 – секция нагрева ТМУ, 5 – паровой калорифер

Эффект самоочищения теплопередающей поверхности и дает возможность использовать предложенную систему комплексной утилизации теплоты и пыли в схемах сушильного и печного оборудования пищевых производств. Техническая идея системы состоит в том, что используется специфика отработанного сушительного агента (водорастворимость пыли и наличие в потоке теплоносителя чистого водяного пара) и уникальные особенности современных модулей для организации теплопередачи – двухфазных термосифонов (ТС). По сути, предложен принципиально новый аппарат – тепломассоутилизатор (ТМУ), в котором обеспечивается режим самоочищения ТС от пыли, т.е. высокие и стабильные значения коэффициента теплопередачи.

Паропылегазовый поток при обтекании оребренной поверхности испарителей ТС, размещенных в секции охлаждения ТМУ, инициирует три процесса. Во-первых, это конвективный теплоперенос от горячего теплоносителя к ТС. Во-вторых, это парциальная конденсация водяного пара из потока на поверхности ТС, если достигнуты соответствующие условия. В-третьих, это осаждение твердой фазы, мелкодисперсных частиц продукта в межреберном пространстве ТС. В-четвертых, взаимодействие конденсата и слоя пыли (рис. 2).

Модель формирования слоя твердых отложений базируется на гипотезе предельного равновесия массопереноса (m). Т.е. пропорциональности m коэффициенту скорости процесса (k), концентрации частиц продукта в потоке (c), скорости набегающего потока (w), резерву массы осаждения на поверхности (Δm) и времени эксплуатации (τ). Причем, Δm определяется как разность конечной массы осаждения m_∞ и массы осаждения пыли m в момент τ . Так, в условиях пограничного слоя определяется закон роста толщины слоя загрязнений [2,3]:

$$\delta = a\sqrt{\text{Re}} [1 - \exp(-kcw\tau)]. \quad (1)$$

Формула имеет одну независимую переменную τ , один конструктивный размер, три параметра потока (c , v , w) и два эмпирических коэффициента (k и a).

Пыль сахара, кофе, сухого молока и т.п. хорошо растворяется водой, поэтому, в условиях парциальной конденсации будет проходить насыщение конденсатом слоя загрязнений. Модель такого процесса представляется как трехзонная. В первой зоне (консолидации) происходит расширение площади пятен контакта “продукт-поверхность ТС”, растут адгезионно-когезионные силы. На границе первой и второй зон достигается максимальное значение адгезионных сил. Вторая зона (релаксации) переходит в третью – текучести. Модель подтверждена экспериментально, получены количественные зависимости адгезионных сил от влагосодержания пыли. Толщина пленки на поверхности в третьей зоне определяется совместным действием сил инерции потока, адгезии (Pa) и поверхностного натяжения (σ).

Обработка экспериментальных данных выполнена в виде критериального уравнения [2,3]:

$$\Omega = \rho g R n / \sigma = A (We)^n (P)^m. \quad (2)$$

Из Ω рассчитывается толщина пленки, как разность радиусов пленки (Rn) и ТС (Rm) в зависимости от числа Вебера (We) и безразмерного комплекса $P = PaRm/\sigma$, который показывает соотношение сил адгезии и сил поверхностного натяжения. Для разных видов продукта найдены постоянные в уравнении (2).

Технические характеристики ТМУ. Исходя из номенклатуры сушильного оборудования, разработан типоразмерный ряд термосифонных тепломассоутилизаторов (табл. 2).

Таблица 2 – Характеристики термосифонных аппаратов

Тип тепломассоутилизатора	Число ТС, шт	Число рядов ТС, шт	Поверхность теплопередачи	Площадь живого сечения, м ²	Высота, м	Ширина, м	Глубина, м
ТГ-2-100	102	6	106,5	0,61	2	1	0,35
ТГ-2-200	200	8	208,8	0,89	2	1,4	0,4
ТГ-2-300	297	9	310,1	1,29	2	1,85	0,45
ТГ-2-400	400	8	417,6	1,78	2	2,8	0,4
ТГ-2-500	500	10	522	1,78	2	2,8	0,5
ТГ-4-300	297	9	620,2	2,58	4	1,85	0,45
ТГ-4-400	400	8	835,2	3,56	4	2,8	0,4
ТГ-6-400	400	8	1252,8	5,34	6	2,8	0,4
ТГ-6-600	600	10	1879,2	8,01	6	2,8	0,5

Поскольку расходы теплоносителя в теплогенераторе и в теплоутилизаторе практически равны, то эти же конструкции могут быть использованы в качестве теплогенераторов.

В марке теплоутилизатора указывается длина термосифонов и их число. В аппарате использованы медные термосифоны с накатно-винтовым оребрением из пластически-деформируемого дюралюминия. Диаметр оребрения 43 мм, диаметр основания ребер 19 мм, шаг между ребрами 3 мм, толщина ребер 0,7 мм. В зависимости от типа сушильных установок срок окупаемости системы утилизации составляет от 3 до 15 месяцев.

На фотографии (рис. 3) приведен аппарат ТГ-2-200, который установлен в линии производства растворимого кофе на Одесском комбинате пищевых концентратов:

- тепловая мощность модуля из 200 термосифонов 0,1...0,5 МВт;
- снижает расход пара либо топлива на 10–25 %;
- извлекает из газовых выбросов при сушке пищевых продуктов от 40 до 99 % пыли продукта;
- габаритные размеры 1650x2000x600.

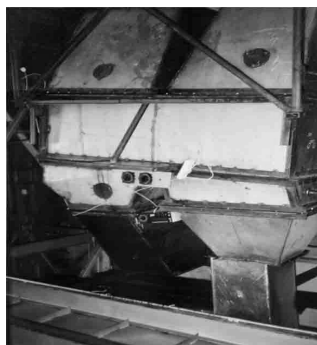


Рисунок 3 – Тепломассоутилизатор ТГ-2-200

Надежность в работе аппарата гарантируется использованием в качестве теплопередающих элементов двухфазных термосифонов, а стабильность теплотехнических характеристик – режимом “самоочищения” поверхности.

Модернизация ленточной сушилки. Техническая идея модернизации состоит в замене паровых калориферов генераторами инфракрасного (ИК) обогрева. Это снизит потери теплоты, как от корпуса сушилки, так и с отработавшим теплоносителем. Энергия ИК-излучателей поглощается, в основном, продуктом, расход воздуха в сушилке согласовывается с задачей отвода влаги. Воздух используется только как диффузионная среда. Перевод сушилки на ИК – энергоподвод требует решения следующих задач:

- исследование кинетики ИК-сушки продукта в зависимости от удельной мощности нагревателей, вида продукта, расхода воздуха;

– анализ зависимости энергетических затрат на обезвоживание от удельной мощности излучателей и расхода воздуха через камеру.

Для проведения комплексных экспериментальных исследований создан стенд, основными узлами которого являлись сушильная камера с двумя ИК-излучателями и система сбора и компьютерной обработки информации. Решалась задача построения на мониторе компьютера линий сушки, линий скорости сушки, термограммы для продукта, воздуха в камере, «сухого» и «влажного» термометров на выходе воздуха из сушильной камеры (рис. 4).

К компьютеру приходит одновременно два сигнала по интерфейсу RS-232. Сигнал с ОВЕНА обрабатывается с помощью SCADA-системы OWEN PROCESS MANAGER (OPM). Это позволяет строить термограммы, как в режиме онлайн так и после окончания процесса. Для обработки сигнала по интерфейсу RS-232 с весов с помощью delphi 7 разработана оригинальная программа, которая позволила не только считывать сигнал с весов, но и строить графики линии сушки и скорости сушки в режиме онлайн.

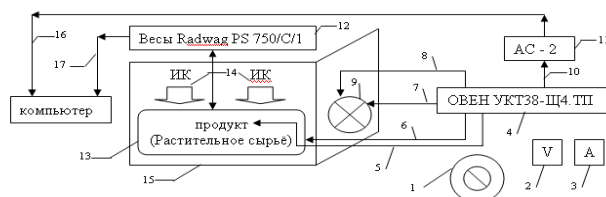


Рисунок 4 – Автоматизированный экспериментальный стенд

- 1 – регулятор мощности ИК излучателей; 2 – вольтметр; 3 – амперметр;
- 4 – устройство контроля температуры восьмиканальное с аварийной сигнализацией;
- 5, 6 – термопары, измеряющие температуры, соответственно, продукта и воздуха в камере; 7 – сухая термопара;
- 8 – мокрая термопара; 9 – вентилятор; 10 – «токовая петля»;
- 11 – преобразователь интерфейсов «токовая петля»/RS-232 ОВЕН АС-2; 12 – весы электронные лабораторные;
- 13 – подвесная платформа для продукта; 14 – ИК излучатели; 15 – камера;
- 16 – сигнал из АС-2 по интерфейсу RS-232 к COM2 порту компьютера;
- 17 – сигнал из весов по интерфейсу RS-232 к COM1 порту компьютера

В качестве датчиков температуры использовались термопары типа *L*, регулирование и регистрация мощности нагревателей и расхода воздуха осуществлялось в ручном режиме. Иллюстрация регистрации и обработки результатов опытов по кинетическим характеристикам процесса сушки дана на рис. 5. Аналогично в автоматическом режиме фиксировались термограммы.

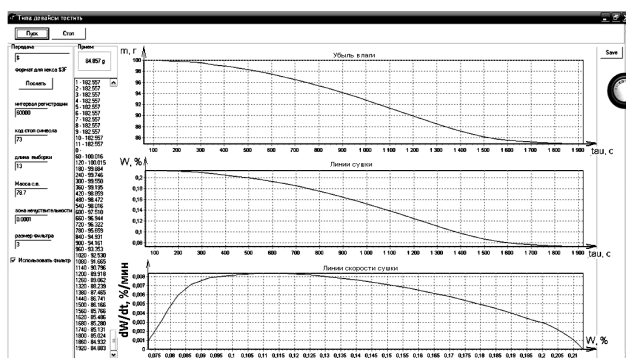


Рисунок 5 – Типичные картины представления параметров по кинетике сушки гороха

Комплексные экспериментальные исследования определили влияние удельной нагрузки на ленту ($\text{кг}/\text{м}^2$) и удельной мощности нагревателей на главный показатель – скорость сушки (рис. 6).

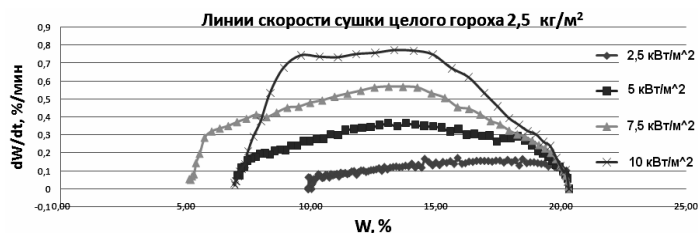


Рисунок 6 – Влияние мощности подводимой энергии

Полученные результаты позволяют проектировать модернизированную ленточную сушилку с ИК-нагревателями.

Повышение эффективности экстрагирования. Использование комбинированных процессов при экстрагировании открывает новые возможности для создания экономичного экстрактора [4], максимально соответствующего требованиям ресурсосбережения. Использование электромагнитного подвода энергии микроволнового диапазона дает возможность извлекать экстрактивные вещества из пор микро- и, даже, наномасштабных размеров. Конструктивно такой экстрактор выполняется в виде шахты, внутри которой подъемный механизм перемещает лотки с молотыми зернами кофе или шламом. Сверху стекает экстрагент, а на боковых стенках шахты смонтированы генераторы электромагнитной энергии. В микроволновом поле происходит обработка сырья, мощный бародиффузионный механизм позволяет извлекать сухие вещества из сырья. Причем, достигается даже разрыв оболочек глухих пор, что делает доступным содержимое этих пор. В такой конструкции важно достичь четкого согласования мощности электромагнитного излучения, расхода экстрагента и сырья. Факторами, которые также оказывают влияние на кинетику процесса экстрагирования, являются толщина слоя сырья, размер частиц и температура продукта. Проведенные исследования методом калориметрирования камер позволили установить характер распределения потоков энергии в модуле микроволнового экстрактора.

Выводы. Система с термосифонным утилизатором включена в линию прессосушильных автоматов Одесского сахаро-рафинадного завода, внедрена в линию сушки растворимого кофе на Одесском комбинате пищевых концентратов, апробирована на зерносушильной установке ДСП-32. Испытания системы с ТМУ подтвердили высокую эффективность разработки и ее перспективность в практическом решении задач экономии энергии и снижении потерь готового продукта на сушильном оборудовании.

Литература

1. Бурдо О.Г. Энергетический мониторинг пищевых производств – Одесса: Полиграф, 2008 – 244 с.
2. Бурдо О.Г. Эволюция сушильных установок – Одесса: Полиграф, 2010 – 368 с.
3. Burdo O.G., Terzsiev S.G., Peretyaka S.N. Energy-saving Food Technologies on Heat Pipe Exchanger Basis /Proc. 9-th Int. Heat Pipes. Conf.- Albuquerque (New Mexico, USA).- 1995.- P. 7-14.
4. Бурдо О.Г., Ряшко Г.М. Экстрагирование в системе «кофе-вода». Одесса, 2007. – 176 с.

Bibliography (transliterated)

1. Burdo O.G. Jenergeticheskij monitoring pishhevyyh proizvodstv – Odessa: Poligraf, 2008 – 244 p.
2. Burdo O.G. Jevoljucija sushil'nyh ustanovok – Odessa: Poligraf, 2010 – 368 p.
3. Burdo O.G., Terzsiev S.G., Peretyaka S.N. Energy-saving Food Technologies on Heat Pipe Exchanger Basis Proc. 9-th Int. Heat Pipes. Conf.- Albuquerque (New Mexico, USA).- 1995.- P. 7-14.
4. Burdo O.G., Rjashko G.M. Jekstragirovanie v sisteme «kofe-voda». Odessa, 2007. – 176 p.

УДК 664.87.012.3

Терзієв С.Г., Кураков О.М., Борщ А.А., Макієвська Т.Л.

УДОСКОНАЛЕННЯ ЕНЕРГОТЕХНОЛОГІЙ ПРИ ВИРОБНИЦТВІ ХАРЧОВИХ КОНЦЕНТРАТІВ

В роботі проведено аналіз енергетичних втрат в технологіях харчових концентратів. Розглянуто системи комплексної утилізації теплоти і пилу готового продукту на основі термосифонного апарату. Наведено типорозмірний ряд термосифонних тепломасоутилізаторів. Наведено результати експериментальних досліджень процесу сушіння при комп'ютеризованому зборі і обробці інформації. Розглянуто питання вдосконалення конструкцій стрічкової сушарки і екстрактора на основі використання електромагнітних джерел енергії.

Terziev S.G., Kurakov O.M., Borsh A.A., Makievskaya T.L.

IMPROVEMENT OF ENERGY TECHNOLOGIES IN FOOD CONCENTRATES PROCESSING

In current paper the food concentrates technology energy wastes have been analyzed. The thermosyphon based system of heat and final product dust complex utilization is considered. Dimension type range of thermosyphon heat-mass-utilizer is presented. The computer information acquisition and processing results of drying process experimental research are given. The problems of electromagnetic energy sources using based improvement of band drier and extractor construction are considered.

УДК 662.99:536.7

Редько А.А., Павловский С.В., Загребельный И.Н., Компан А.И., Пивненко Ю.А.

**УТИЛИЗАЦИЯ ТЕПЛОТЫ В ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ УСТАНОВКЕ
С ОРГАНИЧЕСКИМ ТЕПЛОНОСИТЕЛЕМ**

Введение. В настоящее время экономия топливно-энергетических ресурсов становится одной из важнейших задач повышения энергоэффективности промышленных и отопительных котельных городских систем теплоснабжения, топливоиспользующих агрегатов и промышленных печей. Одним из методов повышения их эффективности является преобразование теплоты уходящих газов в когенерационной установке для производства электроэнергии и использование ее для собственных нужд.

Использование энергетических установок с низкотемпературным циклом Ренкина (The Organic Rankine Cycle – ORC) обеспечивает глубокое охлаждение продуктов сгорания и конденсацию водяных паров. В низкотемпературных ORC различного назначения (геотермальные, когенерационные и утилизационные и др.) используются различные рабочие вещества – органические вещества и озонобезопасные хладоны, потому что выбор рабочего вещества цикла (с учетом эффективности теплообменного оборудования, КПД турбины и насоса) во многом определяет эффективность утилизационной установки в целом.

Применение находят новые озонобезопасные вещества, фреоны не содержащие хлор и бром. Предпочтение отдается природным хладагентам (углекислота (R744), аммиак (R717), углеводы – изобутан (R600a), пропан (R290), пентан (R601) и их смеси). Эффективными в холодильных машинах являются смеси углеводородов с аммиаком и диоксидом углерода.

Цель работы – повышение эффективности утилизационных энергетических установок с органическим теплоносителем.

Постановка проблемы и основные результаты. В производственных и отопительных котельных используются котлы типа ПТВМ, ДКВр, ПТВМ, КВ-ГМ и др. При охлаждении продуктов сгорания от 200 °С до 100 °С и коэффициента избытка воздуха $\alpha = 1,15-1,20$ можно утилизировать значительное количество теплоты (табл. 1, рис. 1).

Таблица 1

Тип котла	Расход воздуха Мв, кг/ч	Расход продуктов сгорания Мпр.с, кг/ч	Количество теплоты продуктов сгорания Q, Гкал/кг
КВ-ГМ-10	14 641	175 692	0,45
КВ-НМ-20	29 282	351 384	0,90
ПТВМ-30	43 922	527 064	1,35
КВ-ГМ-50	73 204	878 448	2,25
КВ-ГМ-100	146 408	1 756 896	5,50

В зависимости от теплопроизводительности котла имеется возможность утилизировать от 0,5 до 5 Гкал/час теплоты продуктов сгорания, что составляет 5–6 % мощности котла и тем самым повысить КПД котла.

Экономия топлива (природного газа) составляет 3–3,5 %, что подтверждает целесообразность использования теплоты продуктов сгорания.

В работах [1,2] установлено, что одним из параметров влияющих на величину вырабатываемой мощности является перепад температуры между продуктами сгорания и рабочим теплоносителем в силовом контуре (Δt недорекуперации). При значении $\Delta t = 3;5;10$ °С вырабатываемая мощность существенно снижается (до 25–30 %). Поэтому разработка высокоэффективного теплообменного оборудования системы утилизации теплоты является актуальной проблемой, что требуют применения более совершенных методов анализа и расчета, более эффективных методов оптимизации конструктивных и режимных параметров.

В настоящее время разработаны и исследованы различные типы теплообменников – теплоутилизаторов: контактные аппараты, регенеративные и рекуперативные теплообменники с промежуточным теплоносителем. Каждый тип теплообменников характеризуется определенными преимуществами и недостатками.

ками и в каждом конкретном случае требуется технико-экономическое обоснование, выбор оптимальных конструктивных и режимных параметров[3,4].

Перспективным направлением является создание высокоэффективных систем на тепловых трубах [5,8], в частности с органическим теплоносителем. В настоящее время появились новые экологически чистые органические теплоносители, обеспечивающие высокую термодинамическую эффективность энергетических установок. Однако, теплообменники на тепловых трубах с этими теплоносителями исследованы недостаточно. Задача усложняется процессами конденсации влаги из продуктов сгорания топливоиспользующего агрегата.

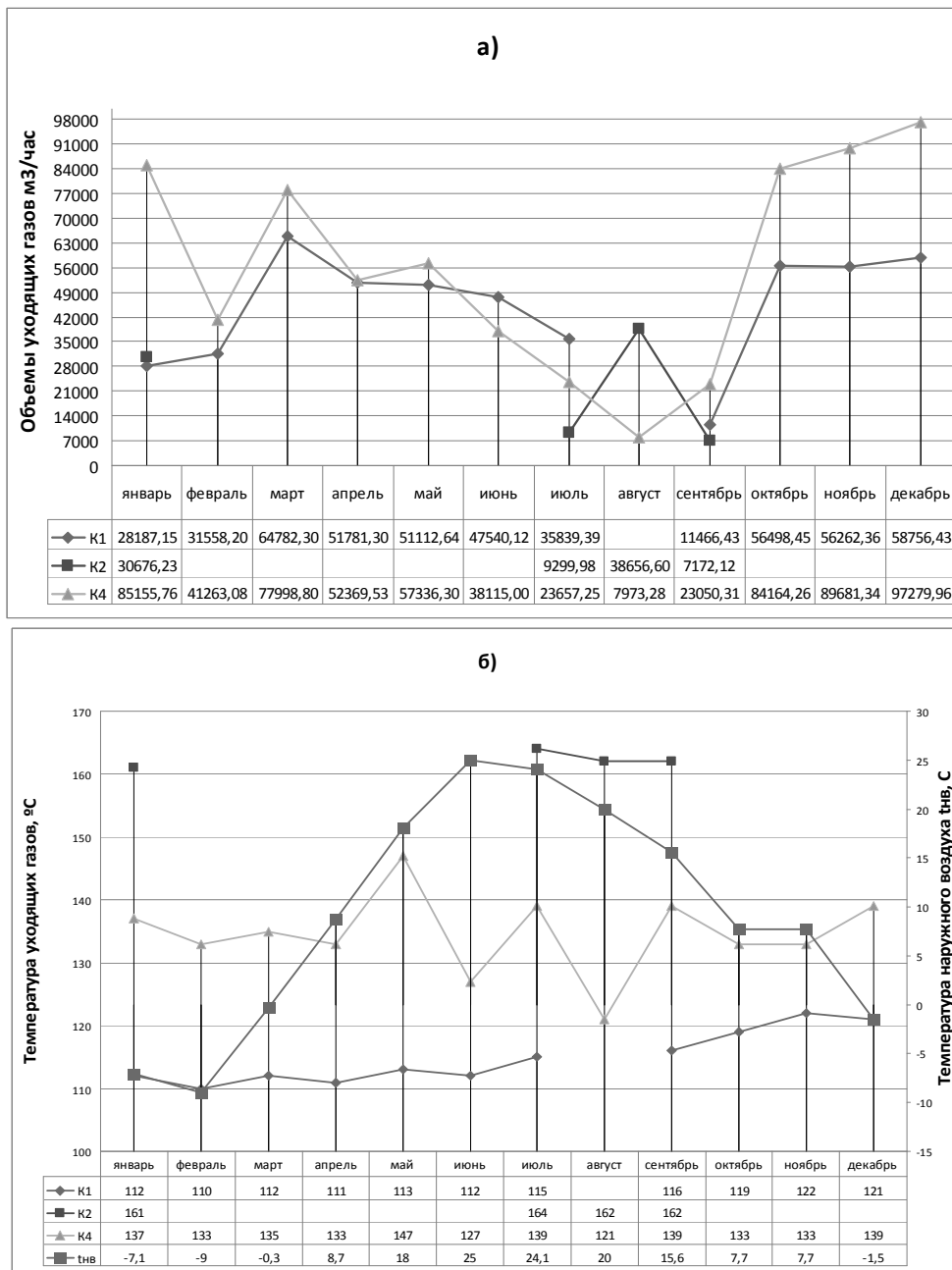


Рисунок 1 – Значение объемов и температуры уходящих газов котлов «МАНН-ТЭМ»:
 а) объемы уходящих газов; б) температуры уходящих газов
 (K1,K2,K4 – котлы «МАНН-ТЭМ», t_{н.в.} – значение атмосферного воздуха)

Повышение эффективности утилизации теплоты достигается также путем исследовательской установки двухступенчатой компоновки аппаратов. В промышленности применяют комбинированные утили-

затары [4], состоящие из аппарата, в котором нагревают воздух, подаваемый в сушильную камеру и аппараты в котором нагревают воду для технологических нужд. В [4] приведено также описание утилизатора с тремя ступенями рекуперации теплоты (первая для подогрева воздуха, подаваемого в сушильную камеру; вторая – подогрева наружного воздуха для системы вентиляции; третья – для подогрева воды технологических нужд).

В [8] приводится конструкция утилизатора на тепловых трубах и предвключенным водяным вихревым промывателем, что обеспечивает очистку продуктов сгорания.

В настоящей работе приводится описание двухсекционного теплоутилизатора на тепловых трубах (рис. 2)

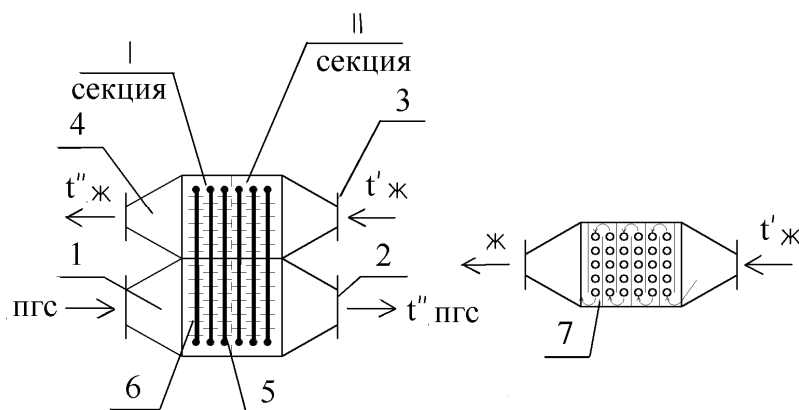


Рисунок 2 – Схема двухсекционного теплоутилизатора на тепловых трубах
(1,2 – патрубки входа и выхода продуктов сгорания, 3,4 – патрубки входа и выхода нагреваемой жидкости;
5 – тепловая труба, 6 – оребрение; 7 – разделительные пластины)

Как показано на схеме нагреваемая жидкость движется зигзагообразно по рядам труб, а продукты сгорания – противоточно. Продукты сгорания охлаждаются от 150 °С до 55–60 °С. В I^{ой} секции трубы имеют оребрение, во II^{ой} – тепловые трубы выполнены гладкими. Результаты численных исследований и оптимизации конструктивных и технологических параметров теплоутилизатора – испарителя на тепловых трубах позволили определить тепловую мощность аппарата, количество тепловых труб с органическим теплоносителем (R600a и смесей) и аэродинамическое сопротивление (в канале для продуктов сгорания). Мощность теплоутилизатора 500 кВт. Аэродинамическое сопротивление аппарата – около 300–400 Па. Температурный коэффициент эффективности изменяется от 0,65 до 0,70.

В результате исследования и оптимизации циклов со многими рабочими веществами как в докритическом, так и в сверхкритическом цикле в одноступенчатой энергетической установке было установлено, что максимальная выработка электроэнергии обеспечивается в сверхкритическом цикле при использовании в качестве смесей углеводородов (R600a-iC₄P₁₀, R161, R141в и др.). Вырабатываемая полезная мощность в сверхкритическом цикле увеличивается в 2,5–2,8 раза по сравнению с докритическим.

Более эффективным является каскадные циклы. В табл. 2 приведены результаты расчета утилизационной установки с каскадным циклом и различными рабочими веществами.

Таблица 2

№ п/п	Рабочее вещество	t _{3,6} , °С	t _{4,7} , °С	P _{3,6} , кПа	P _{4,7} , кПа	W, кВт/(кг/с)	$\frac{COP}{\eta_y}$
1	верхний каскад установки						
	iC ₄ H ₁₀ /R161	197	108	6000	531	1657	-
	нижний каскад установки						
	R143a	105	53	4500	1547	403	0,18
2	верхний каскад установки						
	iC ₄ H ₁₀ /R161	197	106	6000	489	1714	-
	нижний каскад установки						
	R13в	103	48	4600	1610	240	0,17

Выводы. Результаты численного исследования показывают возможность применения теплоутилизационных энергетических установок с органическим теплоносителем для выработки электроэнергии.

Литература

1. Редько А.А. Методы повышения эффективности систем геотермального теплоснабжения. – Макевка: ДонНАСА, 2010. – 302 с.
2. Редько А.А., Павловский С.В. Усовершенствованная тепловая схема котельной установки с когенерацией электроэнергии. – Энергосбережение, энергетика, энергоаудит. – 2011. – №11. – С. 22–28.
3. Богословский В.Н., Поз М.Я. Теплофизика аппаратов утилизации теплоты систем отопления, вентиляции и кондиционирования воздуха. – Стройиздат, М., 1986. – 320 с.
4. Сотников А.Г. Процессы, аппараты и системы кондиционирования воздуха и вентиляции, т. II, ч.1. – С-Петербург, 2006. – 416 с.
5. Безродный М.К. Процессы переноса в двухфазных термосифонных системах: теория и практика, 2-е изд. / М.К. Безродный, И.Л. Пиоро, Т.О. Костюк. – К.: изд-во «Факт», 2005. – 704 с.
6. Коба А.А., Пritула В.В. Экспериментальное изучение режимов работы петлевого двухфазного термосифона. – тр. II Всероссийской научно-технической конференции, ч. I. – Махачкала, 2011. – С. 142–147.
7. Ферт А.Р., Чеховская Н.И., Гребенюк А.В., Бараз Е.Я. Экспериментальные исследования термосифонного утилизатора на базе теплообменников «Зигзаг» // Водоснабжение и санитарная техника, 1987. – №4. – С. 20–21.
8. Овчаренко С.В. Экспериментальные исследования КПД генераторов тепловой энергии / С.В. Овчаренко // Науковий вісник будівництва: зб. наук. пр. – Харків.: ХДТУБА, ХОТВ АБУ, 2009. – №56. – С. 325–332.

Bibliography (transliterated)

1. Red'ko A.A. Metody povysheniya jeffektivnosti sistem geotermal'nogo teplosnabzhenija. – Makeevka: DonNASA, 2010. – 302 p.
2. Red'ko A.A., Pavlovskij S.V. Uovershenstvovovannaja teplovaja shema kotel'noj ustanovki s kogeneraciej jelektroenergii. – Jenergoberezenie, jenergetika, jenergoaudit. – 2011. – #11. – p. 22–28.
3. Bogoslovskij V.N., Poz M.Ja. Teplofizika apparatov utilizacii teploty sistem otoplenija, ventiljacii i kondicionirovanija vozduha. – Strojizdat, M., 1986. – 320 p.
4. Sotnikov A.G. Processy, apparaty i sistemy kondicionirovanija vozduha i ventiljacii, t. II, ch.1. – S-Peterburg, 2006. – 416 p.
5. Bezrodnyj M.K. Processy perenosa v dvuhfaznyh termosifonnyh sistemah: teorija i praktika, 2-e izd. M.K. Bezrodnyj, I.L. Pioro, T.O. Kostjuk. – K.: izd-vo «Fakt», 2005. – 704 p.
6. Koba A.A., Pritula V.V. Jeksperimental'noe izuchenie rezhimov raboty petlevogo dvuhfaznogo termosifona. – tr. II Vserossijskoj nauchno-tehnicheskoy konferencii, ch. I. – Mahachkala, 2011. – p. 142–147.
7. Fert A.R., Chehovskaja N.I., Grebenjuk A.V., Baraz E.Ja. Jeksperimental'nye issledovanija termosifonnogo utilizatora na baze teploobmennikov «Zigzag» Vodospabzhenie i sanitarnaja tehnika, 1987. – #4. – p. 20–21.
8. Ovcharenko S.V. Jeksperimental'nye issledovanija KPD generatorov teplovoj jenerгии S.V. Ovcharenko Naukovij visnik budivnictva: zb. nauk. pr. – Harkiv.: HDTUBA, HOTV ABU, 2009. – #56. – p. 325–332.

УДК 662.99:536.7

Редько А.О., Павловський С.В., Загребельный І.М., Компан А.І., Півненко Ю.О.

УТИЛІЗАЦІЯ ТЕПЛОТИ В ЕНЕРГЕТИЧНІЙ УСТАНОВЦІ З ОРГАНІЧНИМ ТЕПЛОНОСІЄМ

Наведені результати чисельного дослідження термодинамічної ефективності циклів енергетичних установок з органічним теплоносієм, теплотехнічні характеристики теплоутилізатора на теплових трубах.

Redko A.A., Pavlovskiy S.V., Zagrebelniy I.N., Kompan A.I., Pivnenco Y.A.

HEAT RECOVERY IN POWER PLANTS WITH ORGANIC COOLANT

Results of numerical studies of the thermodynamic cycle efficiency of power plants with an organic coolant heat exchanger on the thermal performance of heat pipes.

ОПТИМАЛЬНЫЙ РАСЧЕТ ТЕПЛООБМЕННИКОВ С КАНАЛАМИ РАЗЛИЧНОЙ ГОФРИРОВКИ ДЛЯ ДВУХСТУПЕНЧАТОЙ СМЕШАННОЙ СХЕМЫ ГВС

Постановка проблемы. В настоящее время на большинстве тепловых пунктов для приготовления горячей воды (ГВС) используют двухступенчатую смешанную схему. Несмотря на увеличение при этом капитальных затрат на оборудование, снижение расхода сетевого теплоносителя позволяет существенным образом экономить средства при одинаковой нагрузке ГВС по сравнению с параллельной схемой [1–3]. Проектирование двух подогревателей воды по критерию минимума суммарной теплопередающей поверхности теплообменников должно проводиться из условия оптимального распределения тепловой нагрузки и гидравлического сопротивления между ступенями. Кроме того, необходимо также обеспечить эффективность работы аппаратов при отклонении режима работы от расчетного и прогнозировать работоспособность теплообменников после появления загрязнений.

Расчет пластинчатых теплообменников двухступенчатой смешанной схемы ГВС, по-прежнему, осуществляется по действующим строительным нормам и правилам, которые были утверждены, когда на тепловых пунктах устанавливались кожухотрубчатые аппараты. При этом температурный режим сетевого теплоносителя принимается на срезке отопительного графика, а теплообменник первой ступени должен пропустить суммарный расход греющего теплоносителя со 2-й ступени и обратной воды из системы отопления [2,3]. Из опыта расчетов принимается, что 2/3 тепловой нагрузки приходится на теплообменник 1-й ступени и 1/3 на теплообменник 2-й ступени. Потери давления на каждой ступени принимаются примерно равными половине заданных допустимых потерь давления. Иногда теплообменники обеих ступеней устанавливаются в виде моноблока, т.е. монтируются как один аппарат с присоединениями на прижимной плите [4,5]. В этом случае теплообменники должны обязательно быть одного типоразмера.

Расчет двухступенчатой смешанной схемы ГВС с пластинчатыми теплообменниками одинаковой гофрировки приведен в [6]. Однако в процессе проектирования бывает целесообразным устанавливать на 1-ой и 2-й ступени теплообменники с каналами различной гофрировки [7], что уменьшает площадь теплообмена пластинчатого аппарата, и, следовательно, его стоимость. Использование каналов различной гофрировки в одном аппарате позволяет более полно использовать располагаемый перепад давления на протекание теплоносителей через пакет пластин, что дает возможность в большинстве случаев ограничиться одноходовыми аппаратами с меньшей площадью теплопередающей поверхности. Для расчета пакета пластин с каналами различной геометрической конфигурации существует методика, основанная на использовании метода $\epsilon - NTU$ [7], который оперирует с величинами характерными для зарубежной методики расчета.

Цель работы. В настоящей статье предложен подход к расчету теплообменников двухступенчатой смешанной схемы ГВС с каналами разных типов гофрировки, основанный на решении задачи минимизации суммарной поверхности теплопередачи аппаратов 1-й и 2-й ступени, оптимальном распределении потерь давления и температуры нагреваемой воды между ступенями.

В общем случае при проектировании теплообменников для двухступенчатой смешанной схемы известно (рис.1): t_{1in}, t_{1out} – входная и выходная температура греющего (сетевого) теплоносителя, °С; t_{2in}, t_{2out} – входная и выходная температура нагреваемого теплоносителя (горячей воды), °С; t_{dh} – температура подмешиваемой воды из системы отопления, °С; G_c – расход нагреваемого теплоносителя (воды ГВС), кг/с; G_{dh} – расход подмешиваемого теплоносителя из системы отопления, кг/с; $[\Delta p_c] \geq \Delta p_{1h} + \Delta p_{2h}$, $[\Delta p_c] \geq \Delta p_{1c} + \Delta p_{2c}$ – допустимые потери давления по греющему и нагреваемому теплоносителям, Па. Далее будут использоваться величины: $\Delta p_h, \Delta p_c$ – общие текущие потери давления по греющему (горячему) и нагреваемому (холодному) теплоносителям, Па; $\Delta p_{1h}, \Delta p_{1c}$, $\Delta p_{2h}, \Delta p_{2c}$ – потери давления по греющему (горячему) и нагреваемому (холодному) теплоносителю в 1-ом и 2-ом аппаратах, Па.

Для двухступенчатой смешанной схемы, представленной на рис. 1, уравнение теплового баланса, например, по греющему теплоносителю для теплообменников 1-й и 2-й ступени можно записать в виде [5]:

$$\begin{aligned} Q_1 &= G_{mix} \cdot cp_{1h} \cdot \Delta t_{1h} = cp_{1hx} \cdot g_{1hx} \cdot \Delta t_{1inl} \cdot \epsilon_{1hx} \cdot m_{1hx} + cp_{1hy} \cdot g_{1hy} \cdot \Delta t_{1inl} \cdot \epsilon_{1hy} \cdot m_{1hy}, \\ Q_2 &= G_h \cdot cp_{2h} \cdot \Delta t_{2h} = cp_{2hx} \cdot g_{2hx} \cdot \Delta t_{2inl} \cdot \epsilon_{2hx} \cdot m_{2hx} + cp_{2hy} \cdot g_{2hy} \cdot \Delta t_{2inl} \cdot \epsilon_{2hy} \cdot m_{2hy}, \end{aligned} \quad (1)$$

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

где индексы: 1, 2 – теплообменники 1-й и 2-й ступени; «h» и «c» – греющий и нагреваемый теплоноситель; «x» и «y» – тип каналов различной гофрировки; $G_{mix} = G_h + G_{dh}$, G_h , G_{dh} – расход греющего теплоносителя на 1-й, 2-й ступени и из системы отопления соответственно, кг/с; $cp_{1h}, cp_{2h}, cp_{1hx}, cp_{2hx}, cp_{1hy}, cp_{2hy}$ – удельная теплоемкость греющего теплоносителя для 1-й и 2-й ступени и в каналах «x» и «y» 1-й и 2-й ступени соответственно, Дж/(кг·К); $\Delta t_{1h} = t_{mix} - t_{1out}$ – разность температур греющего теплоносителя на входе и выходе теплообменника 1-й ступени; $\Delta t_{2h} = t_{in} - t_h$ – разность температур греющего теплоносителя на входе и выходе теплообменника 2-й ступени; $g_{1hx}, g_{2hx}, g_{1hy}, g_{2hy}$ – массовый расход греющего теплоносителя в «x» и «y» каналах 1-й и 2-й ступени соответственно, кг/с; $\Delta t_{1inl} = t_{mix} - t_{2in}$ – входная разность температур для теплообменника 1-й ступени; $\Delta t_{2inl} = t_{in} - t_{12}$ – входная разность температур для теплообменника 2-й ступени; $m_{1hx}, m_{1hy}, m_{2hx}, m_{2hy}$ – число «x» и «y» каналов для 1-й и 2-й ступени соответственно.

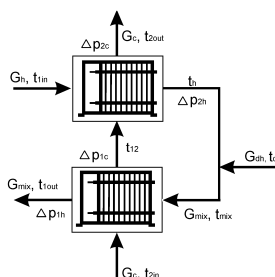


Рисунок 1 – Тепловые и гидравлические параметры для расчета двух теплообменных аппаратов установленных по смешанной схеме

Температура t_h – выходная температура греющего теплоносителя из теплообменника 2-ой ступени находится из уравнения теплового баланса

$$G_h \cdot cp_{2h} \cdot (t_{in} - t_h) = G_c \cdot cp_{2c} \cdot (t_{22} - t_{12}),$$

откуда

$$t_h = t_{in} - \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot (t_{22} - t_{12}). \quad (2)$$

Температура смешения на входе греющего теплоносителя теплообменника первой ступени

$$t_{mix} = \frac{G_h \cdot t_h + G_{dh} \cdot t_{dh}}{G_h + G_{dh}} = \frac{G_h}{G_h + G_{dh}} \left[t_{in} - \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot (t_{22} - t_{12}) \right] + \frac{G_{dh} \cdot t_{dh}}{G_h + G_{dh}},$$

или

$$t_{mix} = \frac{G_h}{G_h + G_{dh}} \left[t_{in} - \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot t_{22} + \frac{G_{dh}}{G_h} \cdot t_{dh} \right] + \frac{G_h}{G_h + G_{dh}} \cdot \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot t_{12}. \quad (3)$$

В уравнении (1) коэффициенты $\epsilon_{1hx}, \epsilon_{1hy}, \epsilon_{2hx}, \epsilon_{2hy}$, равные эффективности теплопередачи в соответствующих каналах, вычисляются следующим образом:

$$\epsilon_{1hx} = \frac{1 - e^{-(1-R_{1hx}) \cdot NTU_{1hx}}}{R_{1hx} - e^{-(1-R_{1hx}) \cdot NTU_{1hx}}}, \quad \epsilon_{1hy} = \frac{1 - e^{-(1-R_{1hy}) \cdot NTU_{1hy}}}{R_{1hy} - e^{-(1-R_{1hy}) \cdot NTU_{1hy}}}, \quad (4)$$

$$\epsilon_{2hx} = \frac{1 - e^{-(1-R_{2hx}) \cdot NTU_{2hx}}}{R_{2hx} - e^{-(1-R_{2hx}) \cdot NTU_{2hx}}}, \quad \epsilon_{2hy} = \frac{1 - e^{-(1-R_{2hy}) \cdot NTU_{2hy}}}{R_{2hy} - e^{-(1-R_{2hy}) \cdot NTU_{2hy}}},$$

где

$$R_{1hx} = \frac{g_{1hx} \cdot cp_{1hx}}{g_{1cx} \cdot cp_{1cx}}, R_{1hy} = \frac{g_{1hy} \cdot cp_{1hy}}{g_{1cy} \cdot cp_{1cy}}, R_{2hx} = \frac{g_{2hx} \cdot cp_{2hx}}{g_{2cx} \cdot cp_{2cx}}, R_{2hy} = \frac{g_{2hy} \cdot cp_{2hy}}{g_{2cy} \cdot cp_{2cy}}, \quad (5)$$

где $g_{1hx}, g_{1cx}, g_{1hy}, g_{1cy}$ – расход греющего и нагреваемого теплоносителя через «х» и «у» каналы теплообменника 1-й ступени; $g_{2hx}, g_{2cx}, g_{2hy}, g_{2cy}$ – расход греющего и нагреваемого теплоносителя через «х» и «у» каналы теплообменника 2-й ступени, кг/с.

$$NTU_{1hx} = \frac{2 \cdot f_{pl} \cdot K_{1x}}{cp_{1hx} \cdot g_{1hx}}, NTU_{1hy} = \frac{2 \cdot f_{pl} \cdot K_{1y}}{cp_{1hy} \cdot g_{1hy}}, NTU_{2hx} = \frac{2 \cdot f_{pl} \cdot K_{2x}}{cp_{2hx} \cdot g_{2hx}}, NTU_{2hy} = \frac{2 \cdot f_{pl} \cdot K_{2y}}{cp_{2hy} \cdot g_{2hy}}. \quad (6)$$

В формулах (6) f_{pl} – площадь теплопередающей поверхности пластины, м²; $K_{1x}, K_{1y}, K_{2x}, K_{2y}$ – коэффициенты теплопередачи в «х» и «у» каналах для 1-й и 2-й ступени соответственно, Вт/(м²·К) [6].

Если учесть, что значения удельной теплоемкости в каналах разной гофрировки практически одинаковы, т.е. $cp_{1h} = cp_{1hx} = cp_{2hx}, cp_{2h} = cp_{1hy} = cp_{2hy}$, то система уравнений (1) примет вид:

$$G_{mix} \cdot \Delta t_{1h} = g_{1hx} \cdot \Delta t_{1inl} \cdot \epsilon_{1hx} \cdot m_{1hx} + g_{1hy} \cdot \Delta t_{1inl} \cdot \epsilon_{1hy} \cdot m_{1hy}, \quad (7)$$

$$G_h \cdot \Delta t_{2h} = g_{2hx} \cdot \Delta t_{2inl} \cdot \epsilon_{2hx} \cdot m_{2hx} + g_{2hy} \cdot \Delta t_{2inl} \cdot \epsilon_{2hy} \cdot m_{2hy}.$$

Массовый расход греющего теплоносителя через каналы теплообменников 1-й и 2-й ступени:

$$G_{mix} = g_{1hx} \cdot m_{1hx} + g_{1hy} \cdot m_{1hy}, \quad (8)$$

$$G_h = g_{2hx} \cdot m_{2hx} + g_{2hy} \cdot m_{2hy}.$$

Решая совместно уравнения (7) и (8) относительно $m_{1hx}, m_{1hy}, m_{2hx}, m_{2hy}$ получим:

$$m_{1hx} = \frac{G_{mix} \left(\frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} - R_{1hy} \right)}{g_{1hx} \cdot (R_{1hx} - R_{1hy})}, m_{1hy} = \frac{G_{mix} \left(R_{1hx} - \frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} \right)}{g_{1hy} \cdot (R_{1hx} - R_{1hy})}, \quad (9)$$

$$m_{2hx} = \frac{G_h \left(\frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} - R_{2hy} \right)}{g_{2hx} \cdot (R_{2hx} - R_{2hy})}, m_{2hy} = \frac{G_h \left(R_{2hx} - \frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} \right)}{g_{2hy} \cdot (R_{2hx} - R_{2hy})}.$$

Суммарная поверхность теплообмена двух теплообменников равна

$$F_1 + F_2 = (2 \cdot m_{1hx} + 2 \cdot m_{1hy} + 1) \cdot f_{pl} + (2 \cdot m_{2hx} + 2 \cdot m_{2hy} + 1) \cdot f_{pl}, \quad (10)$$

где F_1, F_2 – теплопередающая поверхность 1-го и 2-го аппаратов, м².

Подставим (9) в (10) и потребуем выполнения условия минимума суммарной поверхности теплообмена $F_1 + F_2 \rightarrow \min$. Для этого приравняем нулю первую производную по значению температуры между ступенями – $\frac{\partial (F_1 + F_2)}{\partial t_{12}} = 0$. Тогда

$$\frac{\partial (F_1 + F_2)}{\partial t_{12}} = \frac{\partial m_{1hx}}{\partial t_{12}} + \frac{\partial m_{1hy}}{\partial t_{12}} + \frac{\partial m_{2hx}}{\partial t_{12}} + \frac{\partial m_{2hy}}{\partial t_{12}} = \frac{\partial}{\partial t_{12}} (m_{1hx} + m_{1hy}) + \frac{\partial}{\partial t_{12}} (m_{2hx} + m_{2hy}). \quad (11)$$

Из соотношения (7) суммарное число каналов для каждой ступени равно

$$m_{1hx} + m_{1hy} = \frac{G_{mix}}{R_{1hx} - R_{1hy}} \left[\frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} \left(\frac{1}{g_{1hx}} - \frac{1}{g_{1hy}} \right) - \left(\frac{R_{1hy}}{g_{1hx}} - \frac{R_{1hx}}{g_{1hy}} \right) \right], \quad (12)$$

$$m_{2hx} + m_{2hy} = \frac{G_h}{R_{2hx} - R_{2hy}} \left[\frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} \left(\frac{1}{g_{2hx}} - \frac{1}{g_{2hy}} \right) - \left(\frac{R_{2hy}}{g_{2hx}} - \frac{R_{2hx}}{g_{2hy}} \right) \right].$$

Подставляя (12) в (10) получим соотношение вида

$$\frac{G_{mix}}{R_{1hx} - R_{1hy}} \cdot \left(\frac{1}{g_{1hx}} - \frac{1}{g_{1hy}} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial t_{12}} \left(\frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} \right) + \frac{G_h}{R_{2hx} - R_{2hy}} \cdot \left(\frac{1}{g_{2hx}} - \frac{1}{g_{2hy}} \right) \cdot \frac{\partial}{\partial t_{12}} \left(\frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} \right) = 0, \quad (13)$$

где производные по t_{12} с учетом (2) и (3) равны:

$$\frac{\partial}{\partial t_{12}} \left(\frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} \right) = \frac{\partial}{\partial t_{12}} \left(\frac{t_{mix} - t_{1h}}{t_{mix} - t_{2in}} \right) = \frac{G_h}{G_{mix}} \cdot \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot \frac{t_{1out} - t_{2in}}{(t_{mix} - t_{2in})^2},$$

$$\frac{\partial}{\partial t_{12}} \left(\frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} \right) = \frac{G_c \cdot cp_{2c}}{G_h \cdot cp_{2h}} \cdot \frac{t_{22} - t_{1in}}{(t_{1in} - t_{12})^2}.$$

Подставляя выражение для производных в соотношение (13) получим

$$\frac{1}{R_{1hx} - R_{1hy}} \cdot \left(\frac{1}{g_{1hx}} - \frac{1}{g_{1hy}} \right) \cdot \frac{t_{1out} - t_{2in}}{(t_{mix} - t_{2in})^2} - \frac{1}{R_{2hx} - R_{2hy}} \cdot \left(\frac{1}{g_{2hx}} - \frac{1}{g_{2hy}} \right) \cdot \frac{t_{1in} - t_{22}}{(t_{1in} - t_{12})^2} = 0,$$

которое преобразуем к виду

$$\frac{R_{2hx} - R_{2hy}}{R_{1hx} - R_{1hy}} \cdot \left(\frac{1}{g_{1hx}} - \frac{1}{g_{1hy}} \right) \cdot \left(\frac{1}{g_{2hx}} - \frac{1}{g_{2hy}} \right)^{-1} \cdot \frac{t_{1out} - t_{2in}}{t_{1in} - t_{22}} = \frac{(t_{mix} - t_{2in})^2}{(t_{1in} - t_{12})^2},$$

и с учетом (3) последнее соотношение можно разрешить относительно t_{12}

$$t_{12} = \varphi(g_{ijk}, t_{in}, t_{out}), \quad (14)$$

где i – номер ступени 1 или 2; j – «h» или «c», k – тип канала «x» или «y»; t_{in}, t_{out} – входные и выходные температуры (рис.1).

Уравнение (14) связывает значение температуры между ступенями t_{12} с параметрами расходов в «x» и «y» каналах, и, следовательно, со значениями потерь давления в этих каналах для теплообменников 1-й и 2-й ступени.

С другой стороны для числа каналов различной гофрировки (по горячему теплоносителю) в аппаратах 1-й и 2-й ступени можно записать [6]

$$m_{1hx} = \frac{V_{1hx}}{w_{1hx} \cdot f_{ch}}, \quad m_{1hy} = \frac{V_{1hy}}{w_{1hy} \cdot f_{ch}}, \quad m_{2hx} = \frac{V_{2hx}}{w_{2hx} \cdot f_{ch}}, \quad m_{2hy} = \frac{V_{2hy}}{w_{2hy} \cdot f_{ch}}, \quad (15)$$

где f_{ch} – площадь поперечного сечения межпластинного канала, м²; $V_{1hx}, V_{1hy}, V_{2hx}, V_{2hy}$ – объемный расход греющего теплоносителя в каналах «x» и «y» 1-й и 2-й ступени соответственно, м³/с; $w_{1hx}, w_{1hy}, w_{2hx}, w_{2hy}$ – скорость греющего теплоносителя в каналах «x» и «y» 1-й и 2-й ступени соответственно, м/с.

Соотношение (10) с учетом (15) можно записать в виде

$$F_1 + F_2 = 2 \cdot f_{pl} \cdot \left(\frac{V_{1hx}}{w_{1hx} \cdot f_{ch}} + \frac{V_{1hy}}{w_{1hy} \cdot f_{ch}} \right) + 2 \cdot f_{pl} \cdot \left(\frac{V_{2hx}}{w_{2hx} \cdot f_{ch}} + \frac{V_{2hy}}{w_{2hy} \cdot f_{ch}} \right) + 2 \cdot f_{pl}. \quad (16)$$

Одним из основных параметров при проектировании пластинчатого теплообменного аппарата является выполнение ограничений по потерям давления теплоносителями, проходящими через теплообменник. Суммарные потери давления через два аппарата на должны превышать допустимых:

$$\Delta p_h = \Delta p_{1h} + \Delta p_{2h} \leq [\Delta p_h], \quad \Delta p_c = \Delta p_{1c} + \Delta p_{2c} \leq [\Delta p_c]. \quad (17)$$

При этом возникает вполне естественный вопрос как наилучшим образом распределить допустимые потери давления между ступенями?

Потери давления по теплоносителю Δp , Па, в пакете пластин рассчитывают формуле $\Delta p = \zeta \cdot \frac{l_{pr}}{d_{ekv}} \cdot \frac{\rho w^2}{2}$, где d_{ekv} – эквивалентный диаметр, равный удвоенной высоте гофры, м; l_{pr} – приведенная длина пластины, м, равная отношению площади теплопередающей поверхности пластины f_{pl} к ее ширине; w – средняя скорость теплоносителя в канале, м/с; ρ – средняя плотность теплоносителя в канале, кг/м³; $\zeta = B \cdot Re^{-p}$ – коэффициент гидравлического трения, Re – число Рейнольдса, B, p – постоянные коэффициенты.

Соотношение (17) можно записать

$$\Delta p_h = \Delta p_{1h} + \Delta p_{2h} = \zeta_1 \cdot \frac{l_{pr}}{d_{ekv}} \cdot \frac{\rho_{1h} w_{1h}^2}{2} + \zeta_2 \cdot \frac{l_{pr}}{d_{ekv}} \cdot \frac{\rho_{2h} w_{2h}^2}{2} \leq [\Delta p_h],$$

$$\Delta p_c = \Delta p_{1c} + \Delta p_{2c} = \zeta_1 \cdot \frac{l_{pr}}{d_{ekv}} \cdot \frac{\rho_{1c} w_{1c}^2}{2} + \zeta_2 \cdot \frac{l_{pr}}{d_{ekv}} \cdot \frac{\rho_{2c} w_{2c}^2}{2} \leq [\Delta p_c].$$

Значение скоростей в «х» и «у» каналах теплообменников 1-й и 2-й ступени при условии полного удовлетворения заданным потерям давления в аппарате можно представить в виде:

$$w_{1hx} = \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{1}{2-p_{1x}}}; w_{1hy} = \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hy}} \right)^{\frac{1}{2-p_{1y}}}; w_{2hx} = \left(\frac{[\Delta p_{2h}]}{H_{2hx}} \right)^{\frac{1}{2-p_{2x}}}; w_{2hy} = \left(\frac{[\Delta p_{2h}]}{H_{2hy}} \right)^{\frac{1}{2-p_{2y}}}, \quad (18)$$

где $H_{ihx} = \left[B_{ix} \cdot \left(\frac{d_{ekv}}{v_{ihx}} \right)^{-p_{ix}} \cdot \frac{\rho_{ihx} \cdot l_{pr}}{2 \cdot d_{ekv}} \right]$, $H_{ihy} = \left[B_{iy} \cdot \left(\frac{d_{ekv}}{v_{ihy}} \right)^{-p_{iy}} \cdot \frac{\rho_{ihy} \cdot l_{pr}}{2 \cdot d_{ekv}} \right]$; $v_{1hx}, v_{1hy}, v_{2hx}, v_{2hy}$ – коэффициен-

ты кинематической вязкости греющего теплоносителя в «х» и «у» каналах для 1-го и 2-го теплообменника, м²/с; $\rho_{1hx}, \rho_{1hy}, \rho_{2hx}, \rho_{2hy}$ – плотность греющего теплоносителя в «х» и «у» каналах для 1-го и 2-го теплообменника, кг/м³; $B_{1x}, p_{1x}, B_{1y}, p_{1y}, B_{2x}, p_{2x}, B_{2y}, p_{2y}$ – постоянные коэффициенты в выражении для коэффициента гидравлического трения $\zeta = B \cdot Re^{-p}$, для 1-го и 2-го теплообменников соответственно.

Подставляя (18) в (16) с учетом того, что $[\Delta p_{1h}] + [\Delta p_{2h}] = [\Delta p_h]$ получим

$$F_1 + F_2 = 2 \cdot f_{pl} \cdot \left(\frac{V_{1hx}}{f_{ch}} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{1}{p_{1x}-2}} + \frac{V_{1hy}}{f_{ch}} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hy}} \right)^{\frac{1}{p_{1y}-2}} \right) + 2 \cdot f_{pl} \cdot \left(\frac{V_{2hx}}{f_{ch}} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{2hx}} \right)^{\frac{1}{p_{2x}-2}} + \frac{V_{2hy}}{f_{ch}} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{2hy}} \right)^{\frac{1}{p_{2y}-2}} \right) + 2 \cdot f_{pl} \cdot$$

Условие минимума суммарной теплопередающей поверхности двух теплообменников $F_1 + F_2 \rightarrow \min$ получим из равенства нулю первой производной $\frac{\partial (F_1 + F_2)}{\partial [\Delta p_{1h}]} = 0$:

$$\begin{aligned} & \frac{V_{1hx}}{H_{1hx} \cdot (p_{1x} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1x}}{p_{1x}-2}} + \frac{V_{1hy}}{H_{1hy} \cdot (p_{1y} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1y}}{p_{1y}-2}} - \\ & - \frac{V_{2hx}}{H_{2hx} \cdot (p_{2x} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1x}}{p_{1x}-2}} - \frac{V_{2hy}}{H_{2hy} \cdot (p_{2y} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{2hy}} \right)^{\frac{3-p_{2y}}{p_{2y}-2}} = 0. \end{aligned} \quad (19)$$

Если положить, что плотность теплоносителей в «х» и «у» каналах теплообменника одинакова, то объемный расход греющего теплоносителя в теплообменнике 1-й ступени $V_{1h} = V_{1hx} + V_{1hy}$, где $V_{1h} = V_{mix}$ (рис. 1), и 2-й ступени – $V_{2h} = V_{2hx} + V_{2hy}$, $V_{2h} = V_h$ (рис. 1). Тогда уравнение (19) можно представить в виде:

$$\begin{aligned} & \frac{V_{1hx}}{H_{1hx} \cdot (p_{1x} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1x}}{p_{1x}-2}} + \frac{V_{1h} - V_{1hx}}{H_{1hy} \cdot (p_{1y} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1y}}{p_{1y}-2}} - \\ & - \frac{V_{2hx}}{H_{2hx} \cdot (p_{2x} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{1hx}} \right)^{\frac{3-p_{1x}}{p_{1x}-2}} - \frac{V_{2h} - V_{2hx}}{H_{2hy} \cdot (p_{2y} - 2)} \left(\frac{[\Delta p_h] - [\Delta p_{1h}]}{H_{2hy}} \right)^{\frac{3-p_{2y}}{p_{2y}-2}} = 0. \end{aligned} \quad (20)$$

В уравнение (20) входят три неизвестных V_{1hx} , V_{2hx} и $[\Delta p_{1h}]$.

Уравнение (7), используя значения объемных расходов в «х» и «у» каналах можно представить в виде

$$\frac{G_{mix}}{\rho_{1h}} \cdot \frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} = V_{1hx} \cdot \varepsilon_{1hx} + V_{1hy} \cdot \varepsilon_{1hy}, \quad \frac{G_h}{\rho_{2h}} \cdot \frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} = V_{2hx} \cdot \varepsilon_{2hx} + V_{2hy} \cdot \varepsilon_{2hy}, \quad (21)$$

где принято, что $\rho_{1hx} = \rho_{1hy} = \rho_{1h}$ и $\rho_{2hx} = \rho_{2hy} = \rho_{2h}$. Учитывая $V_{1h} = V_{mix} = V_{1hx} + V_{1hy}$ и $V_{2h} = V_h = V_{2hx} + V_{2hy}$ уравнение (21) примет вид:

$$V_{mix} \cdot \left(\frac{\Delta t_{1h}}{\Delta t_{1inl}} - \varepsilon_{1hy} \right) = V_{1hx} \cdot (\varepsilon_{1hx} - \varepsilon_{1hy}), \quad V_h \cdot \left(\frac{\Delta t_{2h}}{\Delta t_{2inl}} - \varepsilon_{2hy} \right) = V_{2hx} \cdot (\varepsilon_{2hx} - \varepsilon_{2hy}). \quad (22)$$

В уравнения (22) непосредственно входят три неизвестных V_{1hx} , V_{2hx} и t_{12} . Таким образом, уравнения (14), (20) и два уравнения (22) связывают между собой неизвестные V_{1hx} , V_{2hx} , $[\Delta p_{1h}]$ и t_{12} , которые можно решить численно относительно допустимых потерь давления по греющему теплоносителю на 1-й ступени $[\Delta p_{1h}]$. После этого можно определить остальные неизвестные и число каналов в теплообменнике.

ках (площадь теплопередающей поверхности аппаратов). Все представленные рассуждения и соотношения могут быть записаны относительно нагреваемого теплоносителя и получить теплообменную поверхность аппаратов исходя из оптимального распределения допустимых потерь давления по нагреваемому (холодному) теплоносителю. Из этих решений необходимо выбрать большее число каналов на каждой ступени, после чего пересчитать теплообменники, температурные и гидравлические параметры всей схемы.

Заключение. Таким образом, представленный подход к проектированию двухступенчатой смешанной схемы горячего водоснабжения позволяет определять поверхность теплообмена аппаратов обеих ступеней, распределяя оптимальным образом допустимые потери давления и температуру между ступенями. Это дает возможность проектировать теплообменники одного типа с минимальной площадью теплообмена. Несмотря на сложность математического аппарата, представленная методика позволит с помощью численной процедуры проводить многовариантные расчеты. Дальнейшее развитие предложенного подхода может быть связано с расчетом теплообменников смешанной схемы ГВС по критериям общей стоимости теплового пункта и по критерию приведенных затрат.

Литература

1. Повышение эффективности работы систем горячего водоснабжения / Н.Н. Чистяков, М.М. Груздинский, В.И. Ливчак, И.Б. Покровская, Е.И. Прохоров. – М.: Стройиздат, 1988. – 314 с.
2. Теплоснабжение / В.Е. Козин, Т.А. Левина, А.П. Марков, И.Б. Пронина, В.А. Слемзин. – М.: Высшая школа, 1980 г. – 423 с.
3. Наладка и эксплуатация водяных тепловых сетей. Справочник / В.И. Манюк, Я.И. Каплинский, Э.Б. Хиж., А.И. Манюк, В.К. Ильин. – М.: Стройиздат, 1988 г. – 432 с.
4. Расчет теплообменников ГВС и особенности их подбора для различных схем присоединения системы ГВС к централизованным сетям // Л.Л. Товажнянский, Т.Г. Бабак, П.А. Капустенко, А.Ю. Перевертайленко, Г.Л. Хавин // Интегрированные технологии и энергосбережение. – Харьков: ХДПУ. – 2001, №3. – С. 3–12.
5. Применение оптимальной компоновки пластинчатых теплообменников в системах теплоснабжения / Л.Л. Товажнянский, О.П. Арсеньева, Т.Г. Бабак, Г.Л. Хавин // Интегрированные технологии и энергосбережение. – Харьков: ХДПУ. – 2001, №4. – С. 3–7.
6. Бабак Т.Г., Хавин Г.Л. Оптимальное проектирование теплообменников двухступенчатой смешанной схемы // Интегрированные технологии и энергосбережение. – 2011. – №4. – С. 3–9.
7. Пластинчатые теплообменники в теплоснабжении / Л.Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, О.П. Арсеньева, Г.Л. Хавин // Под ред. Хавина Г.Л. – Харьков: НТУ „ХПИ”, 2007. – 448 с.

Работа выполнена при финансовой поддержке Европейского сообщества в рамках проекта EU project FP7-SME-2010-1-262205-INHEAT.

Bibliography (transliterated)

1. Povyshenie jeffektivnosti raboty sistem gorjachego vodosnabzhenija N.N. Chistjakov, M.M. Gruz-dinskij, V.I. Livchak, I.B. Pokrovskaja, E.I. Prohorov. – M.: Strojizdat, 1988. – 314 p.
2. Teplosnabzhenie V.E. Kozin, T.A. Levina, A.P. Markov, I.B. Pronina, V.A. Slemzin. – M.: Vysshaja shkola, 1980 g. – 423 p.
3. Naladka i jekspluatacija vodjanyh teplovyh setej. Spravochnik V.I. Manjuk, Ja.I. Kaplinskij, Je.B. Hizh., A.I. Manjuk, V.K. Il'in. – M.: Strojizdat, 1988 g. – 432 p.
4. Raschet teploobmennikov GVS i osobennosti ih podbora dlja razlichnyh shem prisoedinenija sistemy GVS k centralizovannym setjam L.L. Tovazhnjanskij, T.G. Babak, P.A. Kapustenko, A.Ju. Perever-tajlenko, G.L. Havin Integrirovannye tehnologii i jenergosberezhenie. – Harkiv: HDPU. – 2001, #3. – p. 3–12.
5. Primenenie optimal'noj komponovki plastinchatyh teploobmennikov v sistemah teplosnabzhenija L.L. Tovazhnjanskij, O.P. Arsen'eva, T.G. Babak, G.L. Havin Integrirovannye tehnologii i jenergosberezhenie. – Harkiv: HDPU. – 2001, #4. – p. 3–7.
6. Babak T.G., Havin G.L. Optimal'noe proektirovanie teploobmennikov dvuhstupenchatoj smeshanno-j she-my Integrirovannye tehnologii i jenergosberezhenie. – 2011. – #4. – p. 3–9.
7. Plastinchatye teploobmenniki v teplosnabzhenii L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, O.P. Arsen'eva, G.L. Havin Pod red. Havina G.L. – Har'kov: NTU „HPI”, 2007. – 448 p.

Rabota vypolnena pri finansovoy podderzhke Evropejskogo soobshhestva v ramkah proekta EU project FP7-SME-2010-1-262205-INHEAT.

УДК 66.045.01

Товажнянський Л.Л., Арсенієва О.П., Капустенко П.О., Хавін Г.Л.

**ОПТИМАЛЬНИЙ РОЗРАХУНОК ТЕПЛОБМІННИКІВ З КАНАЛАМИ РІЗНОЇ ГОФРИРОВКИ
ДВОСТУПІНЧАТОЇ ЗМІШАНОЇ СХЕМИ ГВП**

Запропоновано підхід до проектування пластинчатих теплообмінників двоступінчатої змішаної схеми гарячого водопостачання, що засновано на оптимальному розподіленні допустимих втрат тиску і температури між ступенями. Це дозволяє забезпечити вибір апаратів з мінімальною площею теплообміну.

Tovazhnyansky L., Arsenyeva O., Kapustenko P., Khavin G.

**THE OPTIMAL DESIGN OF HEAT EXCHANGERS WITH DIFFERENT IMBOSSING
FOR TWO STAGES MIXED NETWORK OF HOT TAP WATER**

The approach to a problem of plate heat exchangers design for two stages mixed network of hot tap water is proposed. Method is based on optimal distribution of maximum allowable pressure drop and temperature between stages. It allows guaranteeing selection of devices with minimal heat-exchange surface.

Анипко О.Б., Бирюков И.Ю.

**ФИЗИЧЕСКИЕ ПРИНЦИПЫ РАЗРАБОТКИ И СОЗДАНИЯ КОМПЛЕКСНОЙ
ОПТИКО-АКУСТИЧЕСКОЙ ПОДСИСТЕМЫ ОБНАРУЖЕНИЯ НАЗЕМНЫХ ЦЕЛЕЙ
ОБЪЕКТАМИ БРОНЕТЕХНИКИ**

В комплексе проблем обеспечения защищенности тактических объектов от внезапного нападения одно из ведущих мест занимает проблема своевременного обнаружения сил и средств нападения, определения их характера, местоположения и параметров движения в интересах обеспечения своевременного ввода в действие и эффективного использования сил и средств борьбы с ними [1].

В сухопутной компоненте эффективных сил общего назначения, независимо от масштабов формирования, бронетанковое вооружение составляет основу боевых возможностей [2]. Главная особенность бронетанковой техники (БТТ) заключается в рациональном сочетании огневой мощи, защищенности и подвижности, что дает им принципиально новые возможности по своевременному обнаружению типовых целей, определения их характера и местоположения для поражения вооружением БТТ [3,4].

Современный этап развития объектов бронетехники характеризуется несоответствием дальности обнаружения наземных типовых целей с помощью устанавливаемых оптических и инфракрасных приборов и дальности стрельбы соответствующего вооружения. Так для танков дальность стрельбы бронебойно-подкалиберным снарядом, в том числе с использованием дальномера, превышает 3000 м, а управляемой ракетой, выстреливаемой через ствол, – 5000 м. При этом дальность визуального обнаружения целей не превышает 2000–2500 м в пределах времени, соизмеримого с производительностью механизма заряжания. В свою очередь РЛС позволяет обнаруживать цели на дальностях до 10–12 км однако, это относится не к наземным целям [5].

Возможное увеличение дальности эффективного обнаружения целей до 5000 м ведет к существенному росту времени обнаружения, что в условиях применения противоборствующей стороной более эффективных средств разведки приводит к опережающему применению этой стороной оружия и, в конечном итоге, к тому, что до применения собственного оружия объект БТТ сам становится целью и подвергается воздействию поражающих факторов.

Поэтому увеличение дальности обнаружения цели вскрывает противоречие между последней и дальностью эффективной стрельбы. Это приводит к необходимости усовершенствования вооружения, и в первую очередь разведки целей.

Кроме того, ввиду непрерывного возрастания скрытности действий войск, одной из важнейших технических проблем является своевременное обнаружение (поиск) неподвижных целей на поле боя [6], при этом возмущения, генерируемые ими, звук, движение, тепловая энергия и оптическая контрастность, представляются основными признаками их обнаружения и своевременного уничтожения.

Таким образом, комплекс разведки представляется как синтез оптических, акустического, тепловизионного и радиолокационного приборов (каналов), каждый из которых решает задачу обнаружения наземной цели на определенной дальности (рис. 1).

В связи с этим, для решения противоречия, возникает задача разработки комплексной оптико-акустической подсистемы обнаружения наземных целей с работающим двигателем – как основным источником акустических возмущений [7].

Для решения этой актуальной проблемы предлагается создание акустической модели дополнительной оптико-акустической системы разведки наземных целей для их обнаружения и распознавания.

Созданное сегодня на базе микроэлектроники, оптоэлектроники, радиотехники и компьютерной техники весьма могущественное высокоточное оружие (ВТО) способно, благодаря эффективному информационному обеспечению с использованием спутниковых систем, точно выйти к цели, автоматически распознать и надежно поразить ее [1,4,5,8].

Используя физический принцип построения аппаратуры разведки целей, ее разделяют на оптическую, оптико-электронную, радиоэлектронную, радиотепловую, гидроакустическую, акустическую, химическую, радиационную, сейсмическую, магнитометрическую и компьютерную [9].

Как правило, наземная разведка ведется невооруженным глазом с использованием оптических и инфракрасных средств, фотографированием, радиолокационными и звукометрическими станциями на ближних расстояниях [10]. Воздушная разведка ведется с вертолетов, БПЛА, обычно с малых высот, только визуальным наблюдением, а с самолетов – визуальным наблюдением, фотографированием, с помощью радиолокационных станций и инфракрасных средств [11–13].

В зависимости от вероятности обнаружения цели в области пространства строятся зоны обнаружения

(рис. 2).

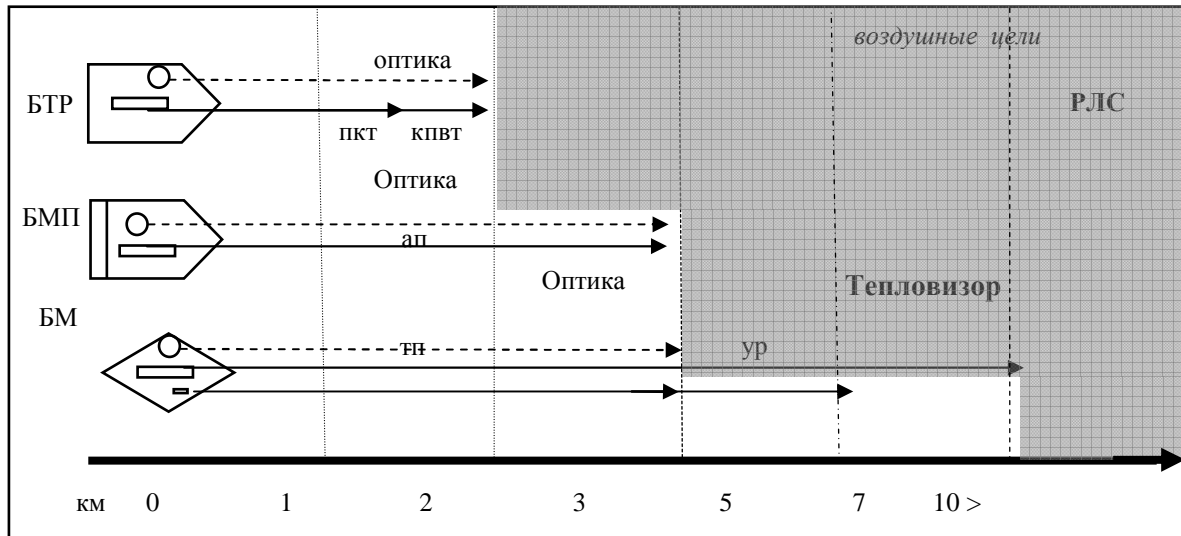


Рисунок 1 – К определению номенклатуры приборов и дальности поиска и разведки целей

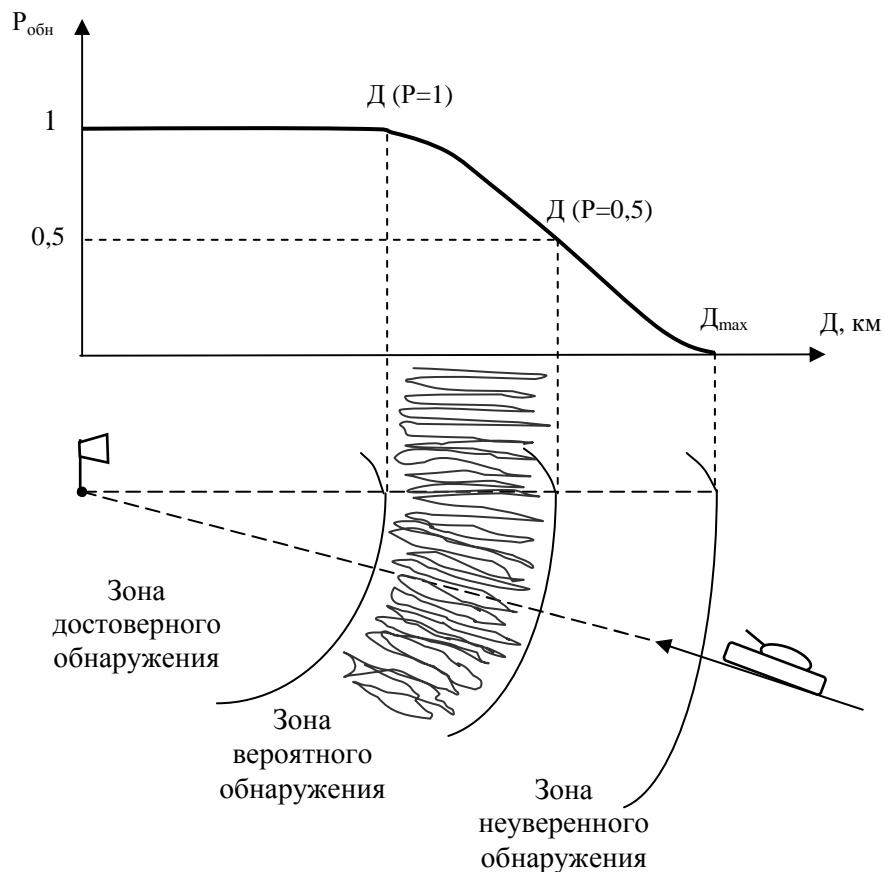


Рисунок 2 – Схема, поясняющая интегральные зависимости обнаружения

Несмотря на маскировку целей, главным фактором их обнаружения остается статическое или динамическое состояние. Подвижные и малоподвижные цели обнаружить гораздо легче, чем неподвижные. Более того, нужно отметить тот факт, что пока цель не начнет движение обнаружить ее очень проблематично, несмотря на такие демаскирующие ее свойства как акустические возмущения и тепловое излучение [7].

Оптическая система должна обладать большим полем зрения, удобным для поиска цели, и одновременно значительным увеличением, позволяющим надежно различать мелкие детали объектов. Удовлетворить оба поставленных требования не представляется возможным, так как они взаимно исключают друг друга. Приемлемым оказалось компромиссное решение. В оптических приборах создали сменное увеличение, т.е. применили панкреатическую оптику, которая плавно изменяет масштаб изображения [14,15].

Одним из физических методов обнаружения наземных целей является акустический, который в настоящее время используется не в полной мере.

Акустические системы разведки, получающие информацию путем приема и анализа акустических сигналов инфразвукового, звукового, ультразвукового диапазонов, распространяющихся в воздушной среде от объектов разведки, получили свое применение в середине прошлого века и использовались для оповещения о воздушных целях [7]. С развитием радиолокационной техники и созданием радиолокационных станций (РЛС) интерес к акустическим системам разведки воздушных целей постепенно снизился.

Для осуществления акустической разведки наземных целей, кроме приборов необходимо располагать данными об особенностях акустических полей, генерируемых целями, для их распознавания с последующим обнаружением в узком секторе оптическими приборами изображения [16–18].

Обнаружение подвижных целей не вызывает проблем. Однако проблематичным является обнаружение неподвижных целей в дневное время суток. При этом для неподвижных целей характерно, что двигатель (силовая установка) могут быть включены для обеспечения работы механизмов заряжания ствольных систем, их наведения, механизмов поворота башни, радиостанций или находиться в не рабочем состоянии.

Поэтому проблему своевременного обнаружения неподвижных целей необходимо решать путем создания комплексной системы, применяя акустический принцип обнаружения возмущений от работающего оборудования и оптической фильтрации цифрового изображения, полученного в результате сканирования местности.

Комплексная оптико-акустическая дополнительная подсистема обнаружения наземных целей позволит сузить область обнаружения целей, снизить время для их обнаружения и увеличить дальность их обнаружения.

Для этого необходимо решить следующие задачи.

1. Акустические:

- идентификация типовых наземных целей;
- разработать требования к бортовому приемнику акустических возмущений;
- акустическая разведка с помощью установленных датчиков.

2. Оптические:

- разработать метод дифференцирования изображения объекта на фоне местности (контрастирование) на основе цветной фильтрации;
- решить задачу определения границы между объектами и существующим фоном (контрастировать объект).

Поэтому для повышения поисковых возможностей войск разработана структура вспомогательной системы обнаружения наземных целей, которая состоит из акустического и оптического модулей.

Ключевым моментом акустического модуля дополнительной системы разведки для обнаружения целей является создание информационного блока, содержащего акустические портреты целей [19], что позволит решить главную проблемную задачу обнаружения, распознавания и дальнейшей идентификации наземных типовых целей.

Так экспериментально, с помощью прибора "Шум-1М", были определены акустические портреты объектов отечественной бронетехники БТР-60ПБ, БТР-80, БТР-4, БМ "Оплот", "Булат". Эти данные составляют фактическую основу для системы акустической разведки целей, которая может быть использована на объектах бронетехники [20–25].

Основные требования, предъявляемые к пеленгационным установкам заключены в шести параметрах: точность определения направления, рабочее время системы, длительность и интенсивность регистрируемых сигналов, высокогабаритные характеристики, возможность размещения на платформах различного назначения, стоимостные показатели. Наиболее оптимальным с этих позиций для пеленгования акустических сигналов в атмосфере является фазовый метод, который обеспечивает достаточную точность пеленгования, при сравнительно небольшой базе равной одному – полутора метрам, достаточно легко реализуем, позволяет регистрировать импульсные и длительные сигналы, а рабочее время устройства, реализующего фазовый метод, определяется быстродействием систем обработки принятого сигнала [26].

Математическое и программное обеспечение процесса поиска целей реализуют вычисления пеленга на источник звука в полярных координатах, как относительно диаметра боевой машины (танка) так и азимутальном направлении, относительно географического севера (рис. 3).

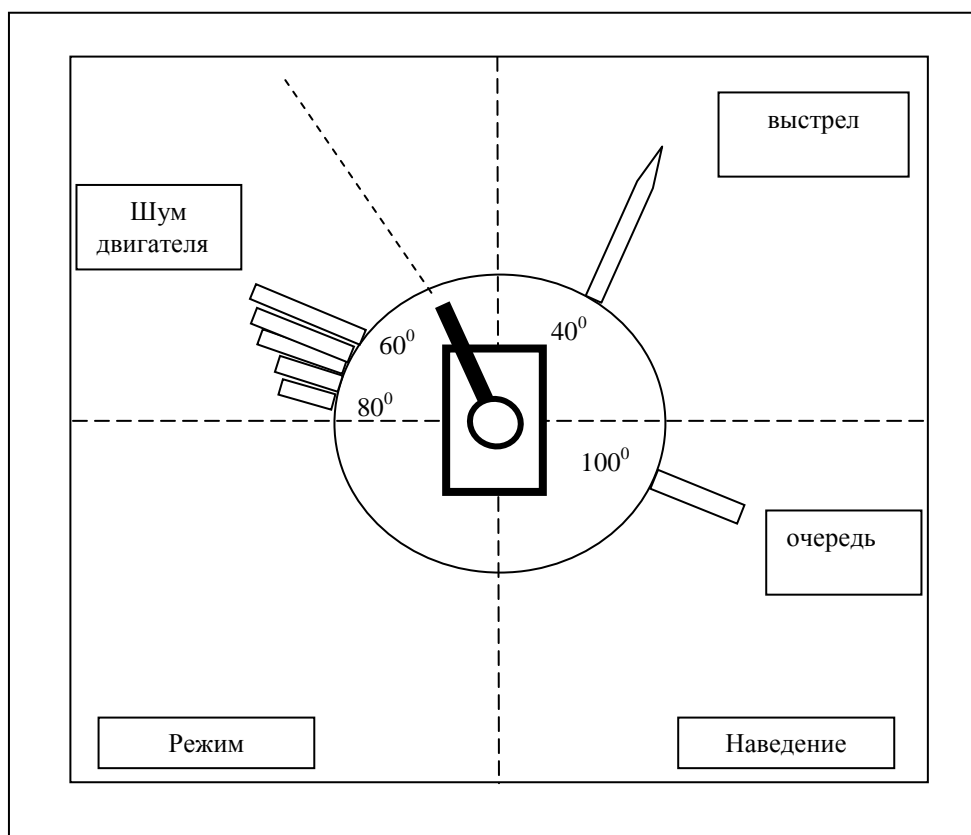


Рисунок 3 – Интерфейс блока индикации

Здесь изображен режим работы, когда картина отображается относительно диаметральной плоскости боевой машины. В центре индикатора изображены корпус машин и башня с индикацией стороны и угла разворота. Внутренний круг вокруг машины разделен на две части: красную (левую) и зеленую (правую). Относительно этого круга появляются амплитудные засветки, величина которых пропорциональна величине (интенсивности принятого сигнала). Это направление является осредненным, полученным в результате измерения с двух смежных акустических баз. Рядом с амплитудной засветкой сразу же высвечивается классификационный формуляр цели, который производится по алгоритмам идентификации целей процессором. Возможные (основные) варианты классификации целей: «орудийный выстрел», «длинная очередь», «короткая очередь», «шум двигателя», «вертолет».

После прекращения действия звукового сигнала на экране индикатора формуляр меняет интенсивность свечения, а амплитудная отметка сохраняется в течение половины, одной, двух, трех минут в зависимости от режима работы выбранного оператором. Угловое значение направления на источник звука в цифрах отображается на внутренней части центрального круга.

В случае если акустическая цель будет наблюдаться в течение длительного времени, то по мере изменения направления на нее, будет изменяться положение и величина (высота) амплитудной отметки (чем сильнее сигнал тем она больше и наоборот). Одновременно с этим изменяются и цифровые показания направления на источник звука на шкале внутреннего круга.

Экран индикатора интерактивный. По нажатию оператором на одну из наблюдаемых целей, на экране происходит ее подсветка, которая сигнализирует о том, что именно в сторону этой акустической цели будет происходить разворот орудийной башни, после нажатия оператором интерактивной иконки «наведение». В этом случае сигнал с процессора через цифроаналоговый преобразователь (ЦАП) и согласующее устройство (СУ) поступает на привод разворота орудийной башни [27].

Интерактивная иконка «режим» предназначена для выбора режима работы индикаторного устройства и обращение к субблоку памяти процессора, в котором остаются данные как о направлении и времени

прихода акустического сигнала, так и о его спектральных характеристиках.

Таким образом структурная схема устройства регистрации акустических (шумящих) объектов состоит из четырех блоков:

- антенного, располагающегося по периметру башни;
- фазоизмерительного, обеспечивающего измерения разности фаз приходящего акустического сигнала между двумя микрофонами одной акустической базы;
- блока обработки сигналов, управления и индикации, осуществляющего определение направления на источник звука, его идентификацию и выдачу управляющих сигналов на разворот башни в направлении акустической цели;
- блока питания, обеспечивающего работу трех предыдущих.

Основные технические требования к устройству регистрации акустических (шумящих) объектов, устанавливаемых на бронетехники следующие. Точность пеленгования от 2 до 12 градусов. Работное время только по регистрации, идентификации и индикации – 1 секунда, с наведением орудия в направлении на акустическую цель до 3 секунд. Минимальная длительность регистрируемых сигналов до 0,1 секунды величиной $0,5 \cdot 10^{-5}$ Па при соответствующей помеховой обстановке (уровень фона $2 \cdot 10^{-5}$ Па). Система должна размещаться на подвижных и стационарных платформах имеющих артиллерийское вооружение [26–27].

Другой задачей оптической разведки по обнаружению целей является фильтрация объектов для их обнаружения на основе повышения контрастности изображения, путем сканирования местности.

При удалении цели от наблюдателя ее угловой размер остается постоянным, а различия яркостного контраста, цвета цели и фона сглаживаются. Причиной уменьшения яркостного и цветового контраста является не абсолютная прозрачность атмосферы.

Теоретически, если по спектральным и фактурным свойствам замаскированный объект полностью и точно совпадает с фоном, можно считать, что он полностью скрыт. В действительности же при выполнении маскировки такого полного совпадения достигнуть невозможно, хотя и удается замаскировать объект так хорошо, что наблюдателю противника не удастся его обнаружить [28].

Эффект маскировки достигается тем, что обнаружение объекта человеческим глазом в видимом спектре ограничено и совсем невозможно в невидимых частях спектра, и при наличии постоянного фильтра – воздушной дымки. Поэтому наблюдателю надо увеличить порог контрастной чувствительности между объектом и существующим фоном. Чем больше окажется величина достигнутого контраста, тем легче обнаружить цель и наоборот. Считают, что для уверенного различия объекта надо увеличить его контраст с фоном не менее чем в 10 раз по сравнению с порогом контрастной чувствительности (двести контраст до величины 0,20).

Для решения этой задачи предлагается применить светофильтры, демаскирующие в видимом спектре (цветоконтрастные светофильтры), при этом ухудшение видимости объекта приведет к увеличению его контрастности.

Известно, что человеческий глаз не воспринимает цветов спектра, соответствующих длинам волн > 680 нм, из-за ничтожно малой чувствительности глаза в этой области. Поэтому применяются полимеры, подобранные под остальную часть видимого спектра.

Для демаскировки таких покрытий применяют цветоконтрастные светофильтры, кривая спектрального пропускания которых показана на рис. 4.

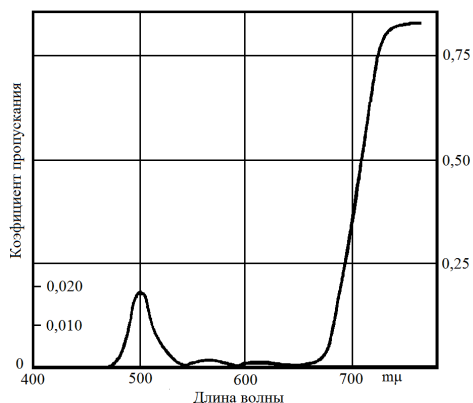


Рисунок 4 – Спектральная кривая пропускания цветоконтрастных светофильтров для зелени

На рисунке 4 масштаб коэффициента пропускания для волн короче 680 *нм* увеличен в 10 раз. Такие фильтры, имеющие толщину 2,5 мм, хорошо пропускают крайнюю красную часть спектра с волнами > 680 *нм*, а также в середине видимого спектра в области зеленых тонов около 500 *нм*.

При этом солнечный свет, отраженный от естественной зелени и пропущенный через такой фильтр, будет состоять из двух спектральных участков – зеленого и красного. Смесь этих излучений придает естественной зелени, при рассматривании ее через светофильтр, буро-красный цвет, а обычные зеленые краски будут продолжать казаться зелеными. Поэтому, если объект окрашен обычной зеленой краской и поставлен на фоне зеленого фона местности, то при наблюдении через цветоконтрастный светофильтр описанного типа объект будет обнаружен, в то время, как невооруженный глаз не смог бы его различить на этом фоне.

Таким образом, путем сканирования местности имеющимися оптическими приборами оптической разведки и наблюдения с использованием дополнительных светофильтров, используя фильтрацию объектов [29–30], на основе повышения контрастности их изображения будет решена проблема своевременного обнаружения и идентификации наземных типовых целей.

Выводы. По акустической части в публикациях приведены научные теоретические и экспериментальные результаты исследований, которые определяют основы дополнительной акустической системы. Однако в области оптики нужны еще дополнительные теоретические, экспериментальные исследования и программное обеспечение, которые позволят в реальное время контрастировать объекты на фоне сканируемой местности.

Литература

1. Бусяк Ю.М., Анипко О.Б., Заозерский В.В. От конкуренции – к интеграции: перспективные направления сотрудничества со странами НАТО в области бронетанковых и артиллерийских систем вооружения // Збірник наукових праць ХУПС. – 2006 – 2(8) – С. 37–39.
2. Матенко О.К. "Булат" у стилі "модерн" // Військо України. – 2005. – №10. – С. 12–15.
3. Брилев О.Н., Лосик О.А. "Имеют ли танки будущее?" // Техника и вооружение. – 2005. – №12. – С. 2–7.
4. Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М., Магераров Л.К. Модернизация танкового парка сухопутных войск – насущная задача в процессе реформирования вооруженных сил Украины // Интегрированные технологии и энергосбережение. – 2005. – №2. – С. 101–104.
5. Анипко О.Б., Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М. Концептуальное проектирование объектов бронетанковой техники. Монография. Х.: НТУ "ХПИ". – 2008. – 196 с.
6. Абчук В.А., Суздаль В.Г. Поиск объектов. М.: Советское радио, 1977.
7. Анипко О.Б., Бірюков И.Ю., Бусяк Ю.М. Комплексная проблема поиска и обнаружения наземных целей для поражения вооружением, установленным на объектах бронетехники. // Сборник научных трудов АВВ МВС Украины. – Вып. № 2(18). – Х., 2011. – С. 24–31.
8. Горбунов В.А. Эффективность обнаружения целей. М. Воен. Изд., 1979 – 160 с.
9. Меньшаков Ю.К. Защита информации от технических средств разведки. М.: Российский государственный гуманитарный университет, 2002. – 399 с.
10. Бекетов А.А., Белоконов А.П., Чермашенцев С.Г. Маскировка действий подразделений СВ. М.: Воен. Изд., 1976 – 140 с.
11. Анипко О.Б. Украинец Е.А. Показатель инфракрасной заметности боевых летательных аппаратов для оценки влияния конструктивно-компоновочных решений на заметность. // Интегрированные технологии и энергосбережение. – Вып. № 2. – Х., 2009. – С. 100–103.
12. Рассеяние электромагнитных волн воздушными и наземными радиолокационными объектами: монография / О.И. Сухаревский, В.А. Василец, С.В. Кукобко и др.; под ред. О.И. Сухаревского. – Х.: ХУПС, 2009. – 487 с.
13. Матусевич А.Н. Советские беспилотные самолеты-разведчики первого поколения. М.: АСТ., 2002 – 48 с.
14. Разумовский И.Т. Оптика на военной службе. М.: Изд. ДОСААФ СССР, 1980. – 96 с.
15. Кулагин С.В., Гоменюк А.С., Дикарев В.Н. и др. Опτικο-механические приборы – 2 изд., перераб. и доп. М.: Машиностроение, 1984. – 352 с.

16. Грінченко В.Т., Вовк І.В., Мацапура В.Т. Основи акустики. К.: Наукова думка, 2007. – 640 с.
17. Урих Р.Д. Основы гидроакустики. Пер. с англ. – Л.: Судостроение, 1978 – 448 с.
18. Евтютюв А.П., Колесников А.Е., Корепин Е.А. и др. Справочник по гидроакустике – 2 изд., перераб. и доп. Л.: Судостроение, 1988 – 552 с.
19. Анипко О.Б., Бирюков И.Ю., Бусяк Ю.М. Звуковые портреты объектов бронетехники для обнаружения и распознавания целей. // Интегрированные технологии и энергосбережение. – Вып. № 3. – Х., 2011. – С. 31–36.
20. Паспорт и техническое описание шумомера “ШУМ – 1М”. ГОСТ 17187 - 71. 17с.
21. Техническое описание и инструкция по эксплуатации бронетранспортера БТР-60ПБ. Воениздат. 1974. – 240 с.
22. Техническое описание и инструкция по эксплуатации бронетранспортера БТР-70. Воениздат. 1980. – 560 с.
23. Техническое описание и инструкция по эксплуатации бронетранспортера БТР-80. Воениздат, (часть № 1). 1989. – 280 с.
24. Техническое описание и инструкция по эксплуатации. Объект 447А (437А). Книга 2.– М.: Военное издательство, 1985 – 743 с.
25. Вовк И.В. Гринченко В.Т. Звук, рожденный потоком. К.: Научная мысль, 2010. – 221 с.
26. Анипко О.Б., Бирюков И.Ю., Дивизинюк М.М. Акустические свойства атмосферы. // Сборник научных трудов СНУЯЭиП. – Вып. 4(36). – Севастополь, 2010. – С. 239–244.
27. Анипко О.Б., Бирюков И.Ю., Малик В.А., Григорьева В.Н. Энергетическая дальность обнаружения шумящих объектов. // Сборник научных трудов СНУЯЭиП. – Вып. 1(37). – Севастополь, 2011. – С. 231–236.
28. Левитин И.Б. Видимость и маскировка кораблей. М: Воен. Изд., 1949 – 148 с.
29. Дж. Ту, Гонсалес Р. Принцип распознавания образов. М.: Изд. “Мир”, 1978 – 414 с.
30. Гонсалес Р., Вудс Р. Цифровая обработка изображений. М.: Техносфера, 2005 – 1071 с.

Bibliography (transliterated)

1. Busjak Ju.M., Anipko O.B., Zaozerskij V.V. Ot konkurencii – k integracii: perspektivnye napravlenija so-trudnichestva so stranami NATO v oblasti bronetankovyh i artillerijskikh sistem voo-ruzhenija Zbirnik nauko-vih prac'. HUPS. – 2006 – 2(8) – p. 37–39.
2. Matenko O.K. "Bulat" u stili "modern" Vijs'ko Ukraïni. – 2005. – #10. – p. 12–15.
3. Brilev O.N., Losik O.A. "Imejut li tanki budushhee?" Tehnika i vooruzhenie. – 2005.– #12.– p. 2–7.
4. Borisjuk M.D., Busjak Ju.M., Mageramov L.K. Modernizacija tankovogo parka suhoputnyh vojsk – na-sushhnaja zadacha v processe reformirovanija vooruzhennyh sil Ukrainy Integrirovannye tehnologii i jener-gosberezhenie.– 2005.– #2.– p. 101–104.
5. Anipko O.B., Borisjuk M.D., Busjak Ju.M. Konceptual'noe proektirovanie ob"ektov bronetankovoj tehni-ki. Monografija. H.: NTU “HPI”.– 2008.– 196 p.
6. Abchuk V.A., Suzdal' V.G. Poisk ob"ektov. M.: Sovetskoe radio, 1977.
7. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Busjak Ju.M. Kompleksnaja problema poiska i obnaruzhenija nazemnyh celej dlja porazhenija vooruzheniem, ustanovlennym na ob"ektah bronetehniki. Sbornik nauchnyh trudov AVV MVS Ukrainy. – Vyp. # 2(18). – H., 2011. – p. 24–31.
8. Gorbunov V.A. Jeffektivnost' obnaruzhenija celej. M. Voен. Izd., 1979 – 160 p.
9. Men'shakov Ju.K. Zashhita informacii ot tehnicheskikh sredstv razvedki. M.: Rossijskij gosudarstvennyj gumanitarnyj universitet, 2002.– 399 p.
10. Beketov A.A., Belokon' A.P., Chermashencev S.G. Maskirovka dejstvij podrazdelenij SV. M.: Voен. Izd., 1976 – 140 p.
11. Anipko O.B. Ukraineec E.A. Pokazatel' infrakrasnoj zametnosti boevyh letatel'nyh apparatov dlja ocenki vlijanija konstruktivno-komponovochnyh reshenij na zametnost'. Integrirovannye tehnologii i jenergosberez-henie. – Vyp. # 2. – H., 2009. – p. 100–103.
12. Rassejanie jelektromagnitnyh voln vozdushnymi i nazemnymi radiolokacionnymi ob"ektami: monografi-ja O.I. Suharevskij, V.A. Vasilec, S.V. Kukobko i dr.; pod red. O.I. Suharevskogo. – H.: HUPS, 2009. – 487 p.
13. Matusевич A.N. Sovetskie bespilotnye samolety-razvedchiki pervogo pokolenija. M.: AST., 2002 – 48

Р.

14. Razumovskij I.T. Optika na voennoj sluzhbe. M.: Izd. DOSAAF SSSR, 1980.– 96 p.
15. Kulagin S.V., Gomenjuk A.S., Dikarev V.N. i dr. Optiko-mehaničeskie pribory – 2 izd., pererab. i dop. M.: Mashinostroenie, 1984. – 352 p.
16. Grinchenko V.T., Vovk I.V., Macapura V.T. Osnovi akustiki. K.: Naukova dumka, 2007. – 640 p.
17. Urih R.D. Osnovy gidroakustiki. Per. s angl. – L.: Sudostroenie, 1978 – 448 p.
18. Evtjutov A.P., Kolesnikov A.E., Korepin E.A. i dr. Spravočnik po gidroakustike – 2 izd., pererab. i dop. L.: Sudostroenie, 1988 – 552 p.
19. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Busjak Ju.M. Zvukovye portrety ob"ektov bronetehniki dlja obnaruzhenija i raspoznanija celej. Integririvannye tehnologii i jenergosberezhenie. – Vyp. # 3. – H., 2011. – p. 31–36.
20. Pasport i tehničeskoe opisanie shumomera “ShUM – 1M”. GOST 17187 - 71. 17 p.
21. Tehničeskoe opisanie i instrukcija po jekspluatacii bronetransportera BTR-60PB. Voenizdat. 1974. – 240 p.
22. Tehničeskoe opisanie i instrukcija po jekspluatacii bronetransportera BTR-70. Voenizdat. 1980. – 560 p.
23. Tehničeskoe opisanie i instrukcija po jekspluatacii bronetransportera BTR-80. Voenizdat, (čast' # 1). 1989. – 280 p.
24. Tehničeskoe opisanie i instrukcija po jekspluatacii. Ob"ekt 447A (437A). Kniga 2.– M.: Voennoe izdatel'stvo, 1985 – 743 p.
25. Vovk I.V. Grinchenko V.T. Zvuk, rozhdennyj potokom. K.: Nauchnaja mysl', 2010. – 221 p.
26. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Divizinjuk M.M. Akustičeskie svojstva atmosfery. Sbornik nauchnyh trudov SNUJaJeiP. – Vyp. 4(36). – Sevastopol', 2010. – p. 239–244.
27. Anipko O.B., Birjukov I.Ju., Malik V.A., Grigor'eva V.N. Jenergetičeskaja dal'nost' obnaruzhenija шумjashhih ob"ektov. Sbornik nauchnyh trudov SNUJaJeiP. – Vyp. 1(37). – Sevastopol', 2011. – p. 231–236.
28. Levitin I.B. Vidimost' i maskirovka korablej. M: Voen. Izd., 1949 – 148 p.
29. Dzh. Tu, Gonsales R. Princip raspoznanija obrazov. M.: Izd. “Mir”, 1978 – 414 p.
30. Gonsales R., Vuds R. Cifrovaja obrabotka izobrazhenij. M.: Tehnosfera, 2005 – 1071 p.

УДК 355.40; 534.79; 623.44

Аніпко О.Б., Бірюков І.Ю.

**ФІЗИЧНІ ПРИНЦИПИ РОЗРОБКИ ТА ПОБУДОВИ КОМПЛЕКСНОЇ
ОПТИКО-АКУСТИЧНОЇ ПІДСИСТЕМИ ЗНАХОДЖЕННЯ НАЗЕМНИХ ЦІЛЕЙ
ОБ'ЄКТАМИ БРОНЬОВАНОЇ ТЕХНІКИ**

Розглянута проблема розробки та побудови комплексної оптико-акустичної підсистеми знаходження наземних цілей об'єктами броньованої техніки.

Anipko O., Birukov I.

**PHYSICAL PRINCIPLES OF AN INTEGRATED OPTO-ACOUSTIC DETECTION OF GROUND
TARGETS ARMORED OBJECTS**

The problem of opto-acoustic subsystem of ground targets finding by armored vehicles designing and structure is developed.

РАЗРАБОТКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ СОЗДАНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ КОНТАКТНЫХ УСТРОЙСТВ РЕКТИФИКАЦИОННЫХ КОЛОН

Введение. Тепломассообменные аппараты в пищевой, нефтеперерабатывающей, нефтехимической, химической и других отраслях промышленности – наиболее объемны и дорогостоящи. Их размеры при прочих равных условиях определяются контактными устройствами, обеспечивающими взаимодействие фаз в аппарате. Поэтому правильный выбор контактных элементов в тепломассообменных процессах – основное условие снижения стоимости оборудования [1].

Одним из путей интенсификации массообменных процессов в системе пар-жидкость является создание на внутренних устройствах развитой поверхности контакта фаз при высокой турбулизации газожидкостного слоя [2]. Многочисленные попытки улучшить на этой основе условия массообмена и движение потоков привели к созданию различных конструкций контактных устройств.

На практике наибольшее распространение получили насадочные и тарельчатые контактные элементы. Их располагают в аппаратах колонного типа с устройствами, распределяющими жидкость по сечению колонны [3].

Конструкция насадочных аппаратов более проста, она обладает малым гидравлическим сопротивлением и может быть изготовлена из неметаллических материалов, следовательно, применимы для работы в агрессивных средах. Насадочные колонные аппараты непригодны для работы с полимеризующимися и загрязненными твердыми примесями жидкостями из-за возможного засорения и «зарастания» насадки.

Тарельчатые аппараты позволяют получить хороший межфазовый контакт в значительно большем диапазоне изменения нагрузок по газу и жидкости. Они больше подходят для работы с загрязненными средами, в них удобней отводить тепло, выделяющееся в процессе поглощения газов. Однако конструктивно эти аппараты, как правило, сложнее, чем насадочные, и при большом числе тарелок могут обладать значительным сопротивлением.

От надежной работы колонных аппаратов зависит качество выпускаемой продукции и производительность предприятий.

Приступая к выбору и конструированию колонного аппарата для проведения конкретного массообменного процесса, необходимо всесторонне оценивать условия эксплуатации, требования с точки зрения изготовления, эффективности процесса, ремонтпригодности, срока службы и др. В связи с этим любое неправильное конструктивное решение может привести к неустойчивой работе всего массообменного аппарата.

Постановка задачи. Высокоэффективное оборудование – одна из важнейших составляющих деятельности отраслевых научно-исследовательских институтов. Создание высокопроизводительных и эффективных колонных аппаратов для промышленных ректификационных установок связано с разработкой более совершенных конструкций контактных устройств и надежных методов их расчета. Для выполнения таких задач необходимы теоретические и научно-исследовательские работы, проведение которых невозможно без экспериментальных испытательных стендов и квалифицированных специалистов [4].

Контактные устройства колонных аппаратов должны удовлетворять ряду требований:

- обеспечить заданную пропускную способность по пару и жидкости;
- обеспечить высокую эффективность локального контакта фаз;
- обеспечить минимальное гидравлическое сопротивление;
- обеспечить необходимый диапазон устойчивой работы.

Экспериментальная база. В ПАО «УкрНИИхиммаш» для исследования гидродинамических и тепломассообменных процессов и оборудования создана научная база, которая включает стенды:

- 1) с царговой колонной Ø 230 мм;
- 2) с колонной Ø 600 мм или прямоугольным коробом размером 1500x400 мм;
- 3) с ректификационной колонной Ø 100/80 мм.

Целью работы на данных исследовательских установках является определение основных гидродинамических характеристик разрабатываемых контактных устройств, исследование их эффективности и получение надежных зависимостей для их расчета.

На рис. 1 приведена принципиальная технологическая схема стенда для исследования гидродинамических и массообменных характеристик тарельчатых и насадочных контактных устройств различных

типов на системе вода-воздух и в условиях десорбции аммиака из водных растворов воздухом с царговой колонной Ø 230 мм. При исследовании гидродинамики стенды работают по циркуляционной схеме подачи воды и воздуха, а при исследовании массопередачи – по открытой схеме.

Экспериментальная установка предназначена для исследования контактных устройств – тарелок и насадок различных типов.

Производительность м³/ч, не более: по воде – 30; по воздуху – 620. Мощность установленная (суммарная) – 5 кВт/ч.

Экспериментальная установка состоит из сварной рамы, выполненной из профильного металла, на которой смонтирована кубовая часть колонны К. На кубовую часть Ø 600 мм и высотой 650 мм устанавливаются царги Ø 230 мм, состоящие из металлического каркаса и прозрачной обечайки из органического стекла.

При работе на воде из емкости E2 жидкость подается насосом Н на распределительное устройство, закрепленное в верхней части колонны К. Замер количества подаваемого раствора производится ротаметром.

Далее жидкость стекает на испытываемую конструкцию контактного устройства, пройдя которое, попадает в кубовую часть, а затем в сборник С, имеющий прямоугольную форму, емкостью 300 л, который так же соединен с насосом Н.

При замкнутом цикле, жидкость подается из сборника С в верхнюю часть колонны. Избыток раствора через байпасную линию возвращается в емкость исходного сырья E2.

Работа установки с аммиачным раствором осуществляется следующим образом: 25 % аммиачная вода заливается в емкость E1, откуда в необходимом количестве подается в емкость E2, где разбавляется водой до рабочей концентрации ~ 6 г/л и далее насосом на распределительное устройство колонны.

Воздух из воздуходувки подается в нижнюю часть колонны, а оттуда поступает внутрь колонны на испытываемое контактное устройство. Количество поступающего воздуха регулируется заслонкой З и контролируется диафрагмой.

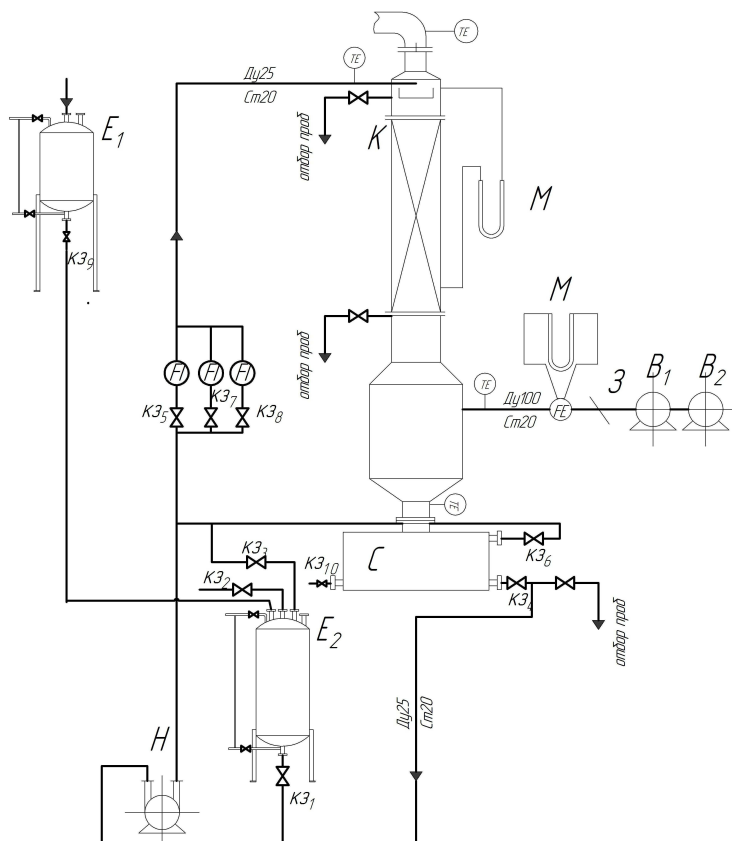


Рисунок 1 – Принципиальная технологическая схема стенда для исследования гидродинамики с царговой колонной Ø 230 мм:

K – колонна; *E*_{1,2} – емкости; *C* – сборник; *H* – насос; *FI* – ротаметры; *KZ*₁₋₁₀ – клапаны запорные; *B*_{1,2} – воздуходувки; *Z* – заслонка; *FE* – диафрагма; *M* – манометр; *TE* – термометры

Расход раствора контролируется ротаметром.

Замеряется температура воздуха на входе и выходе из колонны, а так же температура раствора на входе и выходе.

Управление стендом сосредоточено на приборном щите.

На рис. 2 приведена принципиальная технологическая схема стенда для исследования массообменных характеристик насадочных контактных устройств различных конструкций при ректификации смеси этанола и воды.

Экспериментальная установка состоит из сварной рамы, выполненной из профильного металла, на которой смонтирована кубовая часть колонны.

На кубовую часть колонны установлены металлические царги диаметром 80 и 100 мм.

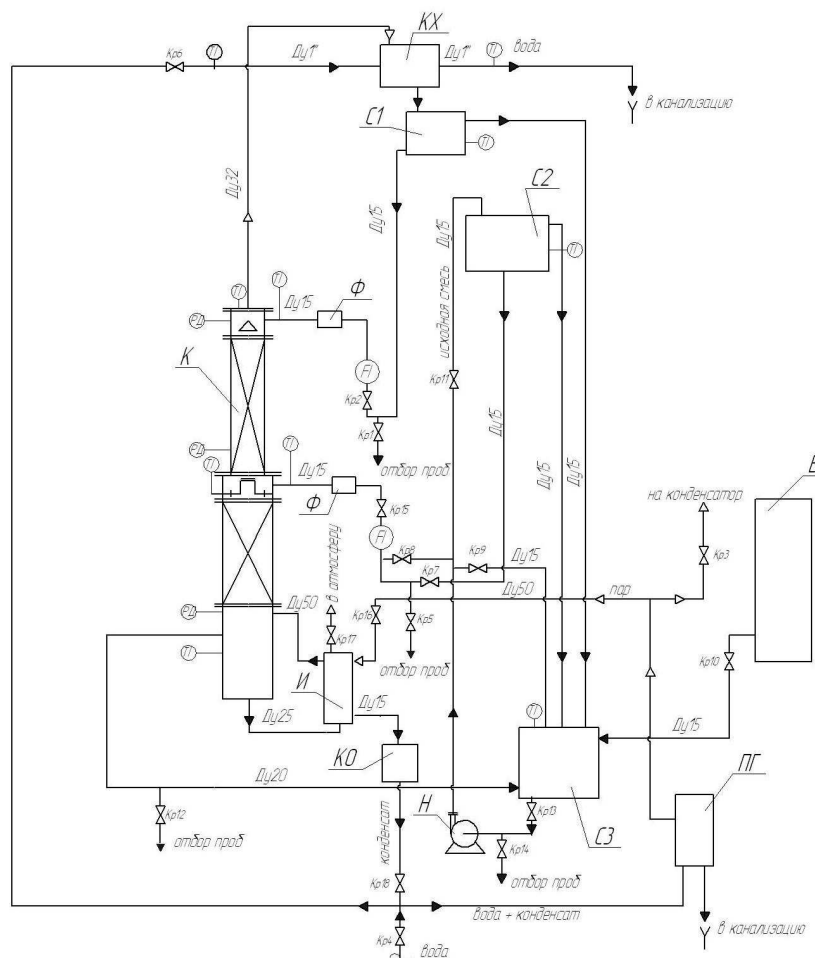


Рисунок 2 – Принципиальная технологическая схема стенда для исследования массообменных характеристик:
 К – колонна; КХ – конденсатор-холодильник; И – испаритель; КО – конденсатоотводчик; С₁ – емкость орошения;
 С₂ – емкость смешения; С₃ – емкость кубовая;
 Е – емкость исходной смеси; Н – насос; Ф – фильтр; Кр₁₋₁₈ – краны; Т₁ – термометр;
 F₁ – расходомер; АПГ – агрегат паробразующий; РД – манометр

Исходный раствор из емкости исходной смеси Е поступает в емкость С₃, а оттуда насосом Н подается в колонну. Подвод тепла в колонну осуществляется с помощью агрегата паробразующего АПГ. Пары выводятся сверху колонны, и конденсируются в конденсаторе КХ.

Часть сконденсированной жидкости подается на верх колонны в качестве острого орошения, а другая часть смешивается с жидкостью, отбираемой снизу колонны и снова поступает в емкость С₃. При этом фиксируются ротаметрами количество исходной смеси, подаваемой в колонну в качестве питания и количество жидкости, возвращающейся в колонну в виде флегмы, а с помощью термометров контролируется их температура. Контролируется также температура воды на входе и выходе из конденсатора-холодильника КХ; раствора в емкости С₃; кубового остатка в колонне.

При разработке всех испытательных стендов и проведении исследований на них большое внимание уделялось методике измерения основных режимных параметров. Была проведена тщательная тарировка расходомеров с многократной проверкой каждого измеряемого параметра с помощью различных методов измерения.

Расход потоков на этапе отработки методики измеряли с помощью объемных счетчиков, диафрагм, ротаметров, перепад давления – с помощью спиртовых наклонных дифманометров, температуру – с помощью высокоточных датчиков, показания которых для удобства выводили на единый пульт. В дальнейшем, при проведении испытаний, это позволило получать хорошо воспроизводимые зависимости рабочих характеристик с минимальным разбросом экспериментальных данных.

На рис. 3 приведена принципиальная технологическая схема стенда для исследования гидродинамических и массообменных характеристик тарельчатых и насадочных контактных устройств различных типов на системе вода-воздух и в условиях десорбции аммиака из водных растворов воздухом с колонной Ø 600 мм. При исследовании гидродинамики стенды работают по циркуляционной схеме подачи воды и воздуха, а при исследовании массопередачи – по открытой схеме.

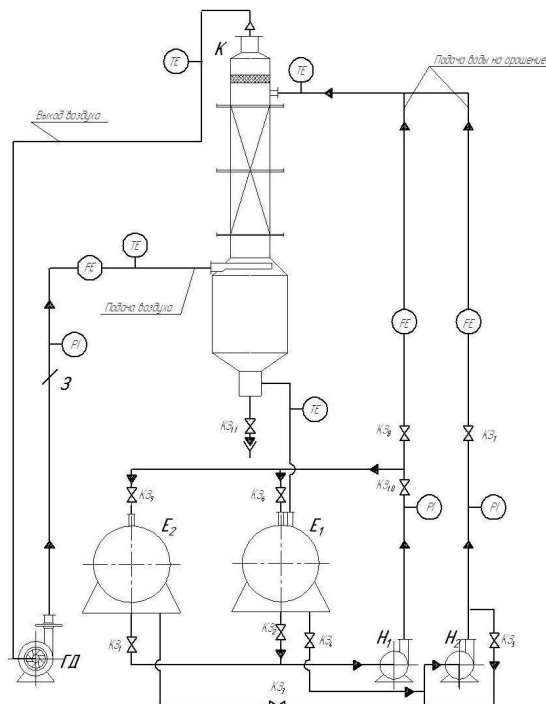


Рисунок 3 – Принципиальная технологическая схема стенда для исследования гидродинамики с царговой колонной Ø 600 мм:

K – колонна; *E₁* – емкость отработанной смеси; *E₂* – емкость исходной смеси;
FI – диафрагма; *ГД* – турбогазодувка; *H_{1,2}* – насосы; *K3₁₋₁₁* – клапаны запорные;
TI₁₋₄ – термометры; *PI₁₋₃* – манометры; *З* – заслонка

Экспериментальная установка предназначена для исследования контактных устройств – тарелок и насадок различных типов.

Производительность м³/ч, не более: по воде – 50; по воздуху – 9000. Мощность установленная (суммарная) – 105 кВт/ч.

Установка состоит из следующего оборудования: колонна *K*, емкость отработанной смеси *E₁*, емкость исходной смеси *E₂*, турбогазодувка *ГД*, насос *H₁* (*H₂*), запорной и регулирующей арматуры.

Кубовая часть колонны, смонтирована на опорах, выполненных из профильного металла. На кубовую часть устанавливаются либо царги Ø 600 мм, состоящие из отдельных царг Ø 600 мм, выполненных из оргстекла, металлических фланцев, стянутых между собой металлическими шпильками, либо металлический короб с окнами закрытыми органическим стеклом. Верхняя часть колонны оснащена сепаратором, смонтированным либо на последней из царг, либо на коробе.

При исследовании гидродинамики из емкости *E₁* жидкость насосом *H₁* (*H₂*) подается на распределительное устройство, расположенное в верхней части колонны. Затем она стекает на испытываемую конструкцию контактного устройства, пройдя которое, попадает в кубовую часть, а затем в *E₁*, что обеспе-

чивает замкнутый цикл работы установки.

Замер количества подаваемой жидкости производится с помощью преобразователя перепада давления на диафрагме (сопле). Расход жидкости регулируется запорной арматурой.

Воздух из турбогазодувки ГД подается в нижнюю часть колонны, а оттуда поступает внутрь колонны на испытываемое контактное устройство. Количество поступающего воздуха регулируется заслонкой 3 и измеряется диафрагмой.

Замеряется температура воздуха и жидкости на входе и выходе из колонны.

Работа установки при исследовании массопередачи на примере десорбции аммиака осуществляется следующим образом: подготовленный аммиачный раствор с рабочей концентрацией ~ 6 г/л подается из емкости E2 насосом H1(H2) на распределительное устройство колонны. Раствор стекает на испытываемую конструкцию контактного устройства, пройдя которое попадает в кубовую часть, а затем в емкость E1.

Управление стендом сосредоточено на приборном щите.

Заключение

Проведенные на стендах испытания позволили получить экспериментальные данные по гидродинамическим и массообменным характеристикам исследуемых конструкций тарельчатых и насадочных контактных устройств и на их основе разработать новые или уточнить существующие методики расчета массообменного оборудования, используемого при проектировании и строительстве новых технологических установок, а также при реконструкции действующих производств. Однако главная задача проводимых исследований – разработка нового конкурентоспособного оборудования, соответствующего по техническим характеристикам мировому уровню.

Литература

1. Тютюнников А.Б., Контактные элементы массообменных колонн / Тютюнников А.Б., Товажнянский Л.Л., Готлинская А.П. – К., 1993. – 440 с.
2. Кафаров В.В. Основы массопередачи / В.В. Кафаров – М., Высшая школа, 1972. – 496 с.
3. Стабников В.Н. Ректификационные аппараты / Стабников В.Н. – М., 1965. – 356 с.
4. Лебедев Ю.Н. Экспериментальная база – основа модернизации технологического оборудования / Лебедев Ю.Н., Сулима А.Н., Чекменев В.Г., Данилов Д.Ю. // Химия и технология топлив и масел. – 2007. – №7. – С. 15–21.

Bibliography (transliterated)

1. Tjutjunnikov A.B., Kontaktnye jelementy massoobmennyh kolonn Tjutjunnikov A.B., Tovazhnjanskij L.L., Gotlinskaja A.P. – K., 1993. – 440 p.
2. Kafarov V.V. Osnovy massoperedachi V.V. Kafarov – M., Vysshaja shkola, 1972. – 496 p.
3. Stabnikov V.N. Rektifikacionnye apparaty Stabnikov V.N. – M., 1965. – 356 p.
4. Lebedev Ju.N. Jeksperimental'naja baza – osnova modernizacii tehnologicheskogo oborudovanija Lebedev Ju.N., Sulima A.N., Chekmenev V.G., Danilov D.Ju. Himija i tehnologija topliv i masel. – 2007. – #7. – p. 15–21.

УДК 66.048.3

Соколов М.В., Ульєв Л.М., Суліма А.М.

РОЗРОБКА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО УСТАТКУВАННЯ ДЛЯ СТВОРЕННЯ ЕФЕКТИВНИХ КОНТАКТНИХ ПРИСТРОЇВ РЕКТИФІКАЦІЙНИХ КОЛОН

У статті розглянуто проблеми розробки ефективного устаткування для процесів масообміну. Виявлено основні напрямки вдосконалення контактних пристроїв колонних апаратів. Запропоновано конструкцію експериментальних стендів для вивчення і розробки методики розрахунку нових внутрішніх пристроїв для процесів ректифікації, абсорбції та дистиляції.

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

DEVELOPMENT OF EXPERIMENTAL EQUIPMENT FOR CREATION OF EFFECTIVE CONTACT FACILITY FOR RECTIFICATION COLUMN

The problems of effective contact facility of distillation column are discussed in the paper. The base directions of improving for contact devices column apparatuses were defined. The construction of experimental facilities to study and developing new methods of calculation of internal devices for rectification, absorption and distillation were processed.

**АНАЛИЗ МЕТОДОВ ОЦЕНКИ СОСТОЯНИЯ ПОРОХОВЫХ ЗАРЯДОВ
КАК ЭЛЕМЕНТ СИСТЕМЫ МОНИТОРИНГА АРТИЛЛЕРИЙСКИХ БОЕПРИПАСОВ**

Состояние с боеприпасами к ствольным системам, в общем, для вооруженных сил Украины и для военно-морских сил в частности обусловлено рядом объективных причин, к которым следует отнести:

- «значительность запасов» – объемы хранимых боеприпасов в несколько раз превышающую потребность, как по количеству, так и по номенклатуре;
- «состояние запасов» – все хранимые боеприпасы находятся на послегарантийном этапе их эксплуатационного цикла;
- «безопасность применения» – их применение по назначению по мере дальнейшего хранения без «освежения» запаса связана с возрастающей угрозой нанесения ущерба собственному оружию, его носителю и личному составу;
- «эффективность использования по назначению» – по мере увеличения календарного срока хранения с целью обеспечения требуемого боевого эффекта, возрастает необходимость в дополнительной коррекции данных для стрельбы за счет введения специфических поправок, связанных с геронтологическими изменениями физико-химической природы пороха, влияющей на баллистику ствольной системы.

Многочисленная статистика показывает, что пригодность боеприпаса к применению по назначению в процессе его старения в основном определяется сохраняемостью его порохового метательного заряда, поэтому рассмотрение процедур контроля состояния ограничим методами, относящимися к пороху.

Если принять допущение о том, что нормативный (проектный) средний срок эксплуатации всей номенклатуры используемых артиллерийских нитроцеллюлозных порохов составляет величину равную 40–50 лет, с гарантийными обязательствами производителя в течении первых 10-ти лет, то при среднем календарном сроке хранения боеприпасов морской артиллерии, составляющем на сегодня 20–25 лет, боезапас находится в состоянии исчерпания своего ресурса по метательному заряду с нижней границей 40–50 % и верхней 50–62 %. При этом следует отметить, что он приблизился к зоне риска ускорения автокаталитического разложения его основного элемента – нитроцеллюлозы. В этой связи актуальными и своевременными мероприятиями являются следующие оценки:

- динамики изменения состояния;
- влияние изменений на эффективность использования боезапаса по назначению;
- влияние изменений параметров характеризующих безопасность боевого применения и безопасность хранения.

Рассмотрение литературы по проблеме физического старения нитроцеллюлозного пороха показывает то, что как явление, приводящее к неконтролируемым последствиям, оно заявило о себе сразу же после запуска в промышленное производство боеприпасов на основе нитроцеллюлозы, а глубина понимания, протекающих при этом процессов, и способы противодействия им, формируются вплоть до сегодняшнего дня.

Исторически сформировались два самостоятельных способа анализа проблемы. Первый из них характеризует баллистическое ее рассмотрение и базируется на понятии баллистической стабильности порохового заряда. Основу второго составляет физико-химическая стабильность пороха как твердого тела. Имеет место следующее отношение между этими двумя собирательными понятиями: физико-химическая стабильность определяет баллистические качества пороха как энергетического материала.

Масштаб проблемы геронтологии пороха, особенно на начальном его этапе 1898–1910 гг. отмечен рядом крупных катастроф [1], произошедших на кораблях в различных флотах мира, многие из которых сопровождалась многочисленными жертвами и потерей боевых единиц. Первопричина этих событий заключалась в несовершенстве технологии производства пороха, неправильной организации хранения боеприпасов в целом и метательных зарядов в частности. Перечень некоторых из катастроф приведен в таблице 1. В большинстве этих случаев боезапас на момент пожара и взрыва находился в состоянии хранения.

Так уже в 1913 г. в качестве рекомендаций по хранению боеприпасов отмечается следующее [2]:
... хранение пороха на кораблях должно быть сопряжено с многочисленными предосторожностями. Порох при долгом хранении теряет свои качества, а при нахождении в помещениях с высокими температурами может сделаться опасным ...».

К числу значительных катастроф, произошедших с боевыми кораблями за последние 100 лет, следует отнести следующие инциденты:

- взрыв плавучего судна-арсенала «Маунт Худ» (1944), надолго отбросившего назад идею о концентрации значительного количества боезапаса в объеме одного корабля;
- взрыв пороховых зарядов линкора «Айова» (1989).

Таблица 1 – Катастрофы имевшие место на флотах, связанные со взрывами боезапаса

№/№	Дата	Корабль	Страна	Место	Вид	Причина (последствие)
1	01.09.1905	Броненосец «Микаса»	Япония	Сасебо	взрыв погребов	не установлена (гибель корабля)
2	21.01.1906	Линкор «Акюдабан»	Бразилия	Жакарета-гуа	взрыв	возгорание пороха (гибель корабля)
3	13.03.1906	Линкор «Керседж»	США	о. Куба	пожар	самовозгорание пороха 330-мм картузных зарядов (поврежден)
4	12.03.1907	Линкор «Иена»	Франция	Тулон	взрыв	самовозгорание пороха типа «В» (гибель корабля)
5	30.04.1908	Крейсер «Мацусима»	Япония	Мако	взрыв боезапаса	не установлена (гибель корабля)
6	25.09.1911	Линкор «Либерти»	Франция	Тулон	взрыв	самовозгорание пороха типа «В» (гибель корабля)
7	04.11.1914	Л. крейсер «Карлруэ»	Германия	о. Тринидад	взрыв носовой артпогреба	не установлена (гибель корабля)
8	26.11.1914	Линкор «Булварк»	Великобритания	р. Темза	взрыв артпогреба	не установлена (гибель корабля)
9	27.09.1915	Линкор «Бенедетто Брин»	Италия	Бриндизи	пожар и взрыв боезапаса	не установлена (гибель корабля)
10	30.12.1915	Крейсер «Натал»	Англия	Кромарти	внутренний взрыв	не установлена (гибель корабля)
11	11.03.1916	Крейсер «Капитан Прат»	Чили	-	возгорание взрыв пороха	не установлена (поврежден)
12	02.08.1916	Линкор «Леонардо да Винчи»	Италия	Таранто	пожар и серия взрывов боезапаса	не установлена (гибель корабля)
13	07.10.1916	Линкор «Императрица Мария»	Россия	Севастополь	пожар и взрыв боезапаса	не установлена (гибель корабля)
14	14.01.1917	Крейсер «Цукуба»	Япония	Йокосука	пожар и взрыв пороха, погреба	не установлена (поврежден)
15	09.07.1917	Линкор «Венгерд»	Великобритания	Скапа Флоу	внутренний взрыв	не установлена (гибель корабля)
16	12.04.1918	Линкор «Кавачи»	Япония	Токуяма	внутренний взрыв	не установлена (гибель корабля)
17	08.06.1943	Линкор «Муцу»	Япония	Хасирадзима	взрыв боезапаса	не установлена

Подробные материалы по фактам ненормального действия артиллерийских боеприпасов изложены авторами в работе [16].

Что касается арсенального хранения пороха, то количество катастроф и чрезвычайных происшествий в местах хранения боеприпасов по количеству случаев и масштабам их последствий намного превышают корабельную статистику.

В период с 1995 по 2010 гг. в мире имели место 189 чрезвычайных ситуаций (табл. 2) на наземных объектах хранения боеприпасов и их элементов. Из данного количества на долю стран СНГ и Украины приходится 26 (13,8 %) случаев, происшедших в период с 1992 по 2009 гг., таким образом вклад такого большого, как по площади, так и по количеству мест хранения, региона как СНГ в общий список инцидентов находится на допустимом уровне.

Таблица 2 – Данные о чрезвычайных ситуациях в арсеналах и базах [3]

Причины	Количество случаев	Процент
Самовозгорание пороха	7	3,7
В процессе утилизации	17	9
Электрические замыкания	5	2,6
Пожары	48	25,4
Халатность	24	10,6
Высокая температура	3	1,6
Воздействие света	8	4,2
Не известная причина	68	36
По вине охраны	6	3,2
Другие причины	3	1,6
Всего	189	100

В 1998 г. руководство по хранению пороха «Propellant management guide» [4], объединило в себе рекомендации по организации хранения нитроцеллюлозных порохов и систему их контроля в США и странах НАТО. В предисловии к его основному содержанию в частности говорится:

«... Само по себе физическое присутствие пороха в определенном месте требует усилий по организации его хранения. Среди всех энергетических материалов военного назначения только нитроэфирные пороха (главным образом на основе нитроцеллюлозы) имеют склонность к самовозгоранию без предварительного изменения своего внешнего состояния. Такое их свойство может привести к ущербу с каталитическими масштабами. Артиллерийские пороха и пороха для стрелкового оружия являются наиболее нестабильными, а поэтому опасными материалами, к тому же наиболее часто находящимися в служебном обращении и на хранении в базах и на складах. Состояние пороха может непредсказуемо меняться. Например, фиксировались случаи его разложения до неустойчивого состояния в течение четырех (пяти) лет со дня производства. Недостаточность мер, изложенных в руководствах по хранению, способствовали нескольким случаям его самовозгорания, произошедших в базах хранения оружия...»

Таким образом, за 85-летний временной интервал, со дня появления ранее упомянутых рекомендаций по хранению 1913 г., эксплуатация пороха в условиях корабля-носителя оружия и арсенала, как органа обеспечения, принципиально никак не упростилась.

На сегодня состав нитроцеллюлозных порохов усложнился. В пороховую массу кроме нитроцеллюлозы входят еще 3–5 компонентов, которые в ее составе могут выполнять около 13-ти функций: от пластификации и пламягашения, до уменьшения эрозии канала ствола и улучшения воспламеняемости. Общее число компонентов вводимых в нитроцеллюлозный порох достигло величины 15–18. Значительно возросла номенклатура порохов военного назначения, так например, совокупность американских порохов сухопутных войск, включает в себя 408 наименований [4].

В вооруженных силах стран НАТО проблеме контроля состояния боеприпасов и пороховых метательных зарядов уделяется должное внимание. Это выражается, прежде всего:

- в развитии методов оценки состояния боеприпасов и пороховых зарядов, оценке последствий трансформации их физико-химических и баллистических характеристик;
- в проведении комплекса научно-исследовательских работ по разработке новых методов контроля;
- в разработке аппаратуры, реализующей прогрессивные методики наблюдения за порохами и боеприпасами;
- во введении новых и корректуре уже принятых соглашений по стандартизации (STANAG) и директивных документов, связанных с эксплуатацией боеприпасов и их элементов (AOP – allied ordnance

publication). Названия документов в сфере боеприпасов, принятых в период 1991–2008 гг. приведен в таблице 3, список не учитывает национальных стандартов стран участников.

Таблица 3 – Соглашения по стандартизации стран НАТО регулирующие вопросы обращения с боеприпасами и оценки и баллистических свойств

№/№	Вид и номер соглашения	Год издания	Наименование стандартизирующего соглашения НАТО
1	STANAG 4178	1991	Test procedures for assessing the quality of deliveries of nitrocellulose from one NATO nation to another
2	STANAG 4400	1993	Derivation of thermochemical values for interior ballistic calculation
3	STANAG 4113	1993	Pressure measurement by crusher gauges
4	STANAG 4114	1997	Measurements of projectile velocities
5	STANAG 4115	1997	Definition and determination of ballistic properties of gun propellants
6	STANAG 4117	1998	Explosives, stability test procedures and requirements for propellants stabilized with diphenylamine, ethyl centralite or mixtures of both
7	STANAG 4367	2000	Thermodynamic interior ballistic model with global parameters
8	STANAG 4527	2000	Explosive, chemical stability, nitrocellulose based propellants, procedures for assessment of chemical life and temperature dependence of stabiliser consumption rates
9	STANAG 4147	2001	Chemical compatibility of ammunition components with explosives (non-nuclear applications)
10	STANAG 4541	2003	Explosives, nitrocellulose based propellants containing nitroglycerin and stabilized with diphenylamine, stability test procedures and requirements
11	STANAG 4110	2005	Definition of pressure terms and their interrelationship for use in the design and proof of cannons or mortars and ammunition
12	STANAG 4315	2006	The scientific basis for the whole life assessment of munitions
13	STANAG 4582	2007	Explosives, nitrocellulose based propellants, stability test procedure and requirements using heat flow calorimetry
14	STANAG 4620	2007	Explosives, nitrocellulose based propellants, stability test procedures and requirements using stabilizer depletion
15	AOP 48	2008	Explosives, nitrocellulose based propellants, stability test procedures and requirements using stabilizer depletion

Ввиду того, что геронтологические изменения боеприпаса воздействуют на боевой эффект в литературе практически нет данных о сравнительных характеристиках боеприпасов с различным календарным сроком хранения. В этой связи интересен анализ отстрела 20 мм патронов (предположительно к системе Oerlikon 20 mm) произведенной в 1998 г. в Naval surface warfare center военно-морских сил США [5].

Испытания проводились для трех временных отрезков хранения: 0 лет (календарный срок боеприпасов перед закладкой не указан), 10 и 20 лет. При отстрелах использованы боеприпасы 12-ти учетных партий. Первые 4-ре характеризовали момент закладки на хранение, следующие 4-ре десятилетний интервал, остальные были 20-летние.

Результат усреднения данных внутри партий одного календарного срока, выполненный авторами, показан в таблице 4. Так как в оригинале была использована английская метрическая система, все величины переведены в систему СИ. В скобках столбцов 4, 5 указано процентное возрастание (убывание) соответствующих характеристик относительно усредненного значения для партий с «возрастом» 0 лет.

Анализ публикации [5] и ранее приведенных стандартов позволяет сделать следующие выводы:

– контролируемые баллистические характеристики, за исключением времени выстрела, одинаковы с контролируемыми, в отечественной практике баллистическими параметрами;

- выбрана совокупность характеристик позволяет отслеживать вариации боевого эффекта, а контроль непревышения пороховыми газами порогового давления и контроль времени его наступления способствует оценке безопасности стрельбы;
- изменения баллистических характеристик боеприпасов при их хранении в условиях действия совокупного климатическо-временного фактора имеют нестационарный характер;
- обращает на себя внимание отдельное друг от друга рассмотрение характеристик баллистики порохового заряда и физико-химических характеристик пороха без поиска корреляционных взаимосвязи, подобных формуле ИКОПЗ, в которой, например, по уменьшению количества летучих компонентов оценивают изменения в баллистике. Такое состояние можно объяснить либо отсутствием этой связи для иностранных порохов (ее «слабым» проявлением), что маловероятно, либо нечувствительностью выбранных в качестве инструментально-определяемых физико-химических характеристик к результирующему баллистическому эффекту.

Таблица 4 – Результаты полигонных испытаний 20 мм боеприпасов после долгосрочного их хранения

№/№	Характеристики	Результаты стрельб		
		0 лет (*)	10 лет (**)	20 лет (**)
1	Давление в канале ствола, МПа	378,18	371,63 (– 1,73 %)	379,38 (+ 0,32 %)
2	Начальная скорость, м/с	1032,51	1030,22 (– 0,22 %)	1031,38 (– 0,11 %)
3	Время выстрела, мс	2,6	2,5 (+ 3,9 %)	2,55 (+ 1,9 %)
4	Срабатывание трассера, %	97,75	95,25 (– 2,6 %)	95,25 (– 2,6 %)

Примечание: * – перед закладкой на длительное хранение; ** – после 10, 20 лет хранения в условиях арсенала.

Организация контроля без выявления и дальнейшего использования корреляционных связей между физико-химическими характеристиками и баллистическим эффектом лишает систему гибкости, делает ее трудоемкой и финансово затратной. Для пояснения этого тезиса приведем три цитаты из «Ordnance pamphlet – 4. Ammunition. Instruction for the naval service» 1943 г. [6], посвященного обращению с порохом:

(1) «...По мере того как зерно пороха подвергается процессу разложения в нем всегда присутствует азотная (азотистая) кислоты, молекулы которой атакуют остаточный растворитель (этанол), содержащийся в некотором количестве в пороховой массе, при этом качество поверхности ухудшается. Микроскопические тонкие трещины развиваются по краям порохового элемента, там происходит значительная потеря летучих веществ. В этих местах зерно делается ломким, а его структура начинает выкрашиваться и ломаться...».

(2) «...При хранении пороха не должно быть никаких вариаций с весом порохового заряда, однако такие изменения возможны, если происходят следующие явления: поглощение влаги, которое обусловит замедление горения пороха, что приводит к уменьшению дульной скорости по сравнению с первоначальной кондицией; удаление остаточных летучих веществ, содержащихся в пороховой массе из-за чрезмерной жары, что обусловит убыстрение горения пороха и даст приращение дульной скорости.»

(3) «...Следует отметить, что потеря устойчивости пороха, пока она не сделает порох фактически непригодным, сама по себе заметно не влияет на его баллистику...»

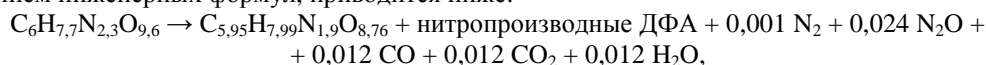
Первая из них на качественном уровне дает описание механизма разложения порохового элемента, вторая показывает связь изменения физико-химических характеристик с баллистическим эффектом. Однако третья фактически отрицает ранее сказанное в первом и во втором утверждениях. Данный факт подчеркивает противоречивость эксплуатационных документов, основанных на гипотезе «несущественности» процесса разложения.

В 2001 г. в работе сотрудников концерна «Нитрохимия» во главе с Б. Фогельзенгером [7], дается общая качественная картина процессов сокращающих срока службы нитроцеллюлозного пороха, основными из них являются следующие (рис. 1):

- деградация нитроцеллюлозы;
- деградация стабилизатора химической стойкости;
- диффузия продуктов в пороховой массе;
- вторичная деградация компонентов распада и возникновение проблемы их несовместимости.

В 2006 г. исследователи Ливерморской национальной лаборатории США А. Бурнхан, Л. Фрид [8], исследуя вопросы деградации пластических бризантных взрывчатых веществ, устанавливают количествен-

ную модель протекания начальной стадии деградации нитроцеллюлозы. Их уравнение, записанное с использованием инженерных формул, приводится ниже:



где ДФА – дифениламин.

Эта зависимость показывает, что нитроцеллюлоза как нитрополимер при начальном содержании в ней азота 12–12,5 % постепенно деградирует к состоянию с содержанием азота в 9–10 %. Этот процесс сопровождается образованием 4-х газовых компонент, воды и производных дифениламина. Распад нитрополимера приводит к потере 7,2 % его массы, 82 % которой удерживается стабилизатором химической стойкости, играющим роль своеобразной губки и выполняющим двойную функцию:

- агента удержания в составе пороховой массы веществ важных с точки зрения постоянства энергетики пороха;
- замедлителя течения автокаталитических реакций.

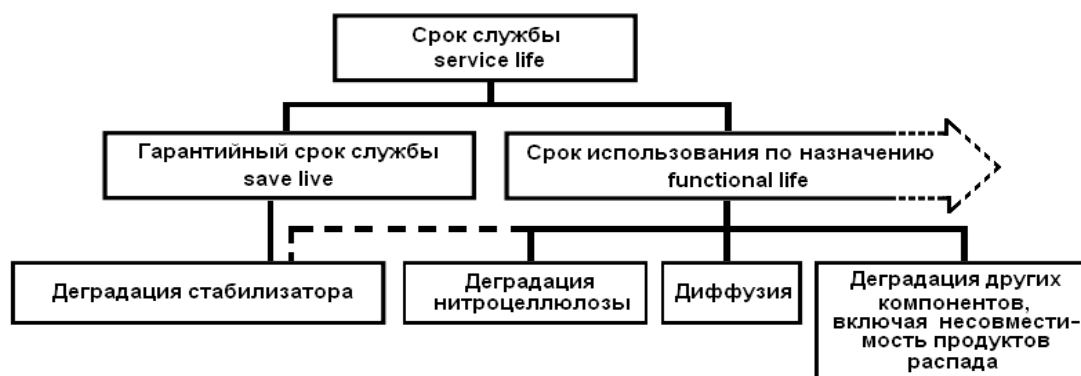


Рисунок 1 – Основные причины, влияющие на продолжительность срока службы пороха

Безвозвратные потери за счет химических изменений, протекающих в направлении «твердое тело – газ», составляют 1,3 % от первичной массы.

Таким образом, если взять следующую условную пороховую рецептуру, где содержание ее компонентов взято в процентах, то при деградации вещество может терять до 3,3 % своей массы за счет потерь в виде: 1 % пластификатора; 1 % воды (вторую половину общего количества влаги будем считать связанной и удерживаемой в пороховой массе) и 1,3 % газовыделения за счет энергетической основы. Если пороховой заряд 100 мм корабельного орудия приравнять к массе 5250 г, то при длительном его хранении можно получить предельный «дефект» массы (недостающая масса) равный 173,25 г от первоначального значения. Такой эффект полностью соответствует физическим представлениям, приведенным в цитатах (1, 2) выше упомянутого «Ordnance pamphlet – 4» [6].

энергетическая основа:	нитроцеллюлоза (азот 12 %) –	96,0
пластификатор:	этанол –	0,5
	диэтиловый эфир –	0,5
стабилизатор химической стойкости:	дифениламин –	1,0
вещества паразиты:	вода (влага) –	2,0

Исследования процессов старения пороховых зарядов отдельного заряжания 4Ж40 на этапе 25–30 лет, приведенное в [17], дало обнаружение «дефекта» массы в ≈ 400 г., что при средней массе пороха в 5000 г дает убывание массы до 8%, что сопоставимо с результатом вышеприведенной модели разложения, ввиду того, что корпус 4Ж40 не металлический, а сгораемый на нитроцеллюлозной основе.

Таким образом, если массу артиллерийского выстрела представить в виде системы, изображенной на рис. 2, то пороховой заряд следует рассматривать как основной, и относительно других структурных элементов выстрела, самый динамично меняющий свою массу компонент.

В 2011 г. в серии «International ammunition technical guideline» издаются рекомендации «Surveillance and in-service proof» [9]. Этот документ наряду с трактовкой терминов и методов физико-химических исследований порохов приводит модели уменьшения этого срока при увеличении средней температуры хранения.

Основным фактором, влияющим на сокращение срока службы пороха, убаыстряющего процесс деградации нитроцеллюлозы (в том числе стабилизатора химической стойкости) и увеличивающего скорость молекулярной диффузии, является температура окружающей среды. Приведенная модель поясняется следующим образом [9]:

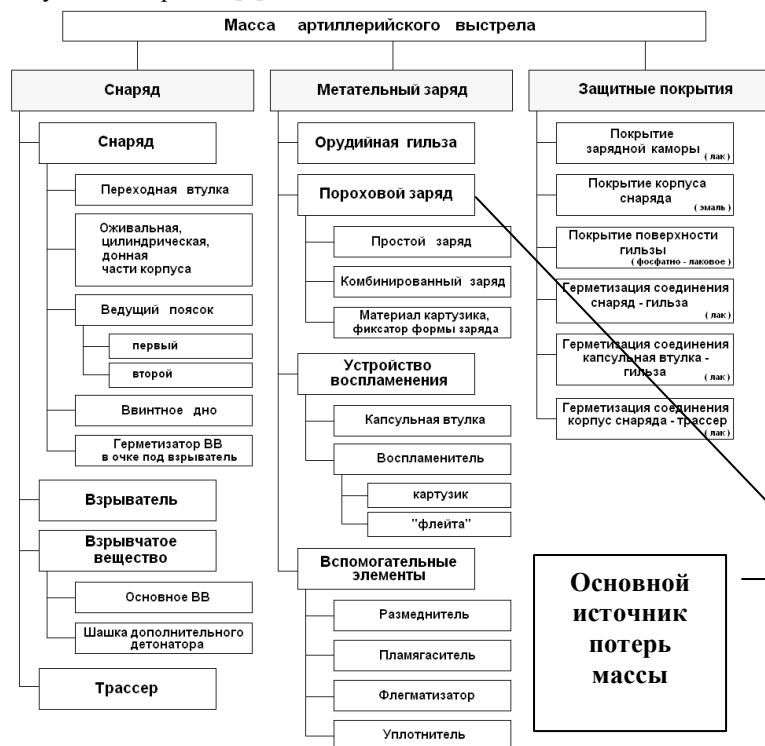


Рисунок 2 – Составляющие массы артиллерийского выстрела

«Во время длительного хранения, скорости протекающих в порохе деструктивных процессов примерно удваиваются на каждые 10 °С после превышения температурного порога равного 30 °С. Большинство порохов, в зависимости от их рецептурного состава в условиях хранения при постоянной температуре 30 °С имеют срок использования равный 15–40 годам. Он возрастет, если температура хранения уменьшится до уровня 10–20 °С, что соответствует умеренному климату. В условиях воздействия высоких температур стабилизатор химической стойкости истощается гораздо быстрее, а вероятность самовозгорания пороха ввиду протекания автокаталитических реакций становится гораздо выше...».

Модели уменьшения срока эксплуатации пороха представлены на рисунке 3. На фрагментах а, б изображены аксонометрическое изображение поверхностей, характеризующих сокращение срока. По оси Х отложены заданные

(проектные) временные интервалы хранения порохов – 15–40 лет. Ось Y показывает увеличение температуры в диапазоне 20–90 °С. Считается, что температура не меняется на всем промежутке хранения. Ось Z характеризует уменьшение срока эксплуатации по критерию химической стойкости относительно первоначального (проектного) значения. Эффект сокращения срока объясняется протеканием реакций разложения (автокатализа) в пороховой массе.

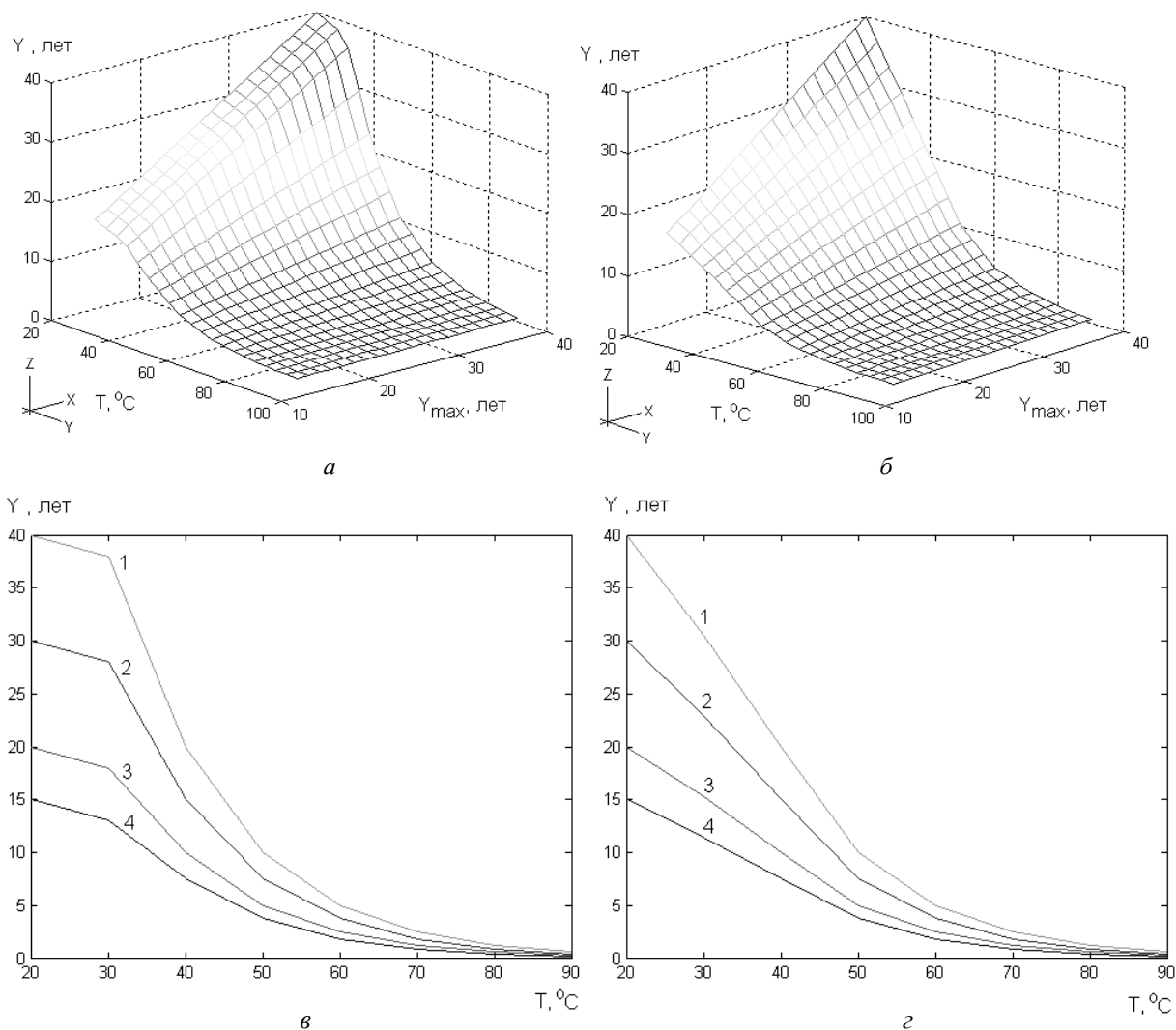
На фрагментах в, г являются изображение верхних рисунков с использованием способа «семейства» кривых. Отличие фрагментов в от г, а, следовательно, а от б заключается в том, что второй из них более «жестко» оценивает уменьшение эксплуатационного срока в окрестностях температуры 30 °С (кривая больше проседает). Аппроксимация кривых рис. 2 г выполненная с использованием полиномов 4-го порядка представлена в таблице 5.

Достоинство приведенных моделей заключается в том, что они показывают динамику сокращения срока службы пороха, однако их недостаток – отсутствие характеристик пороха, подвергающиеся воздействию со стороны автокатализа и которые можно инструментально контролировать. Таким образом, на лицо описание явления с точки зрения его усредненной феноменологии.

Таблица 5 – Полиномиальная аппроксимация модели уменьшения срока эксплуатации

Срок эксплуатации	Коэффициенты полинома вида $Y = p_1 \cdot t^4 + p_2 \cdot t^3 + p_3 \cdot t^2 + p_4 \cdot t + p_5$				
	p ₁	p ₂	p ₃	p ₄	p ₅
15 лет	-2,1802e-6	0,00048794	-0,034263	0,56994	13,762
20 лет	-2,8291e-6	0,00063219	-0,044181	0,71143	18,853
30 лет	-4,2254e-6	0,00094512	-0,0661	1,0637	28,302
40 лет	-5,6763e-6	0,0012683	-0,088654	1,4317	37,619

Наряду с оценкой фактического срока службы пороха развивается математический аппарат прогноза степени опасности боеприпаса. Так согласно [10–12], в качестве характеристики опасности боеприпаса в отношении длительного хранения введена оценка вероятности его самовоспламенения (autoignition). В отчетах [11–12] такая характеристика рассчитана для реактивного порохового двигателя неуправляемых реактивных снарядов 155 мм М55. Основу его твердотопливного двигателя составляет двухосновной нитроцеллюлозный порох М28 массой 8700 г, находящийся в камере сгорания в виде шашки. Календарный срок хранения рассматриваемых образцов М55 при расчете не указан, однако можно предположить,



что их закладка на хранение произошла в 1963–1968 гг. Из содержания следует о наличии допустимой вероятности самовоспламенения двигателя, однако ее конкретная величина не указана.

Рисунок 3 – Влияние теплового фактора на уменьшение срока эксплуатации

Таблица 6 – Оптимистичный прогноз вероятностей («оценка сверху») самовоспламенения ракет 155 мм неуправляемых ракет М55 для пяти баз их хранения

Года	Название баз хранения оружия и вероятности самовозгораний (P_{ai}), год ⁻¹					Среднее значение
	Tooele	Anniston	Umatilla	Pine Bluff	Blue Grass	
2010	$7,8 \cdot 10^{-17}$	$9,0 \cdot 10^{-16}$	$1,4 \cdot 10^{-15}$	$1,2 \cdot 10^{-15}$	$1,7 \cdot 10^{-15}$	$1,06 \cdot 10^{-15}$
2015	$5,1 \cdot 10^{-14}$	$5,2 \cdot 10^{-13}$	$8,3 \cdot 10^{-13}$	$6,6 \cdot 10^{-13}$	$9,1 \cdot 10^{-13}$	$5,94 \cdot 10^{-13}$
2020	$5,2 \cdot 10^{-12}$	$5,2 \cdot 10^{-11}$	$8,2 \cdot 10^{-11}$	$4,9 \cdot 10^{-11}$	$8,5 \cdot 10^{-11}$	$5,46 \cdot 10^{-11}$
2025	$2,0 \cdot 10^{-10}$	$1,7 \cdot 10^{-9}$	$2,7 \cdot 10^{-9}$	$1,8 \cdot 10^{-9}$	$2,7 \cdot 10^{-9}$	$1,82 \cdot 10^{-9}$
2030	$3,8 \cdot 10^{-8}$	$3,1 \cdot 10^{-8}$	$4,8 \cdot 10^{-8}$	$3,0 \cdot 10^{-8}$	$4,7 \cdot 10^{-8}$	$3,88 \cdot 10^{-8}$

Побудительным мотивом к началу работы по исследованию M55, снаряженной химической головной частью было то, что при пожаре БЧ может разгерметизироваться и привести к значительному ущербу. К тому же саморазогрев порохового двигателя приводит к повышению летучести ее химического агента, что затрудняет эксплуатацию данного вида оружия.

Прогноз самовоспламенения выполнен на временной интервал в 20 лет (2010–2030 гг.) для пяти баз хранения в виде оценок вероятности самовоспламенения боеприпаса за время 1 год. Авторами статьи проведено усреднение данных таблицы 6 и нанесение полученных результатов на полулогарифмическую шкалу (рис. 4). Прогнозная кривая ОАВС с возрастанием времени увеличивает вероятность реализации самовоспламенения, однако тенденция уменьшения скорости приращения этой вероятности при сроках хранения достигающих на 2015 г. (2015 - 1965 = 50 лет), слишком «оптимистична». Более логичен был бы ее рост по траектории OFTF (где OD рассматривается как ось симметрии) с более быстрым достижением значения $1 \cdot 10^{-6}$, что требует снятия изделия с эксплуатации по показателю безопасности.

Таким образом, на этапе 1998–2010 гг. в зарубежных исследованиях посвященных аспектам долгосрочного и безопасного хранения оружия с учетом его геронтологии все большее внимание уделяется не только качеству перехода боеприпаса в предельное состояние, но и количественной его оценке:

- вводится новая характеристика вероятность самовоспламенения за счет протекания автокаталитических реакций разложения нитроцеллюлозы;
- осознается факт возрастания этой величины со временем, а, следовательно, и опасности;
- вводится понятие о приемлемой вероятности неблагоприятного исхода;
- описываются предпосылки скачкообразного увеличения величины вероятности самовоспламенения.

Однако вопрос адекватности методического аппарата и физики явления саморазогрева пороховой массы остается пока открытым.

Поскольку на современном уровне знаний не представляется возможным устранить причины, приводящие к автокаталитическому разложению нитроцеллюлозы, как основного компонента пироксилинового пороха, то единственными действенными контрмерами, на настоящий момент являются мероприятия по стабилизации его химической стойкости и контроль состояния пороховой массы.

Мероприятия по стабилизации химической стойкости планируется на стадии разработки пороховой рецептуры и реализуется на этапе ее производства. Теория стойкости высокомолекулярных соединений давно вышла за пределы нитроцеллюлозных порохов и на сегодня является самостоятельно развивающимся научным направлением, с которым мы ежедневно встречаемся, например, при покупке пищи. Известна целая группа веществ, широко используемых в качестве стабилизаторов.

Контроль состояния пороховой массы осуществляется после выделки пороха на этапе эксплуатации боеприпаса. Учитывая то, что эксплуатационный этап жизненного цикла этих изделий может длиться

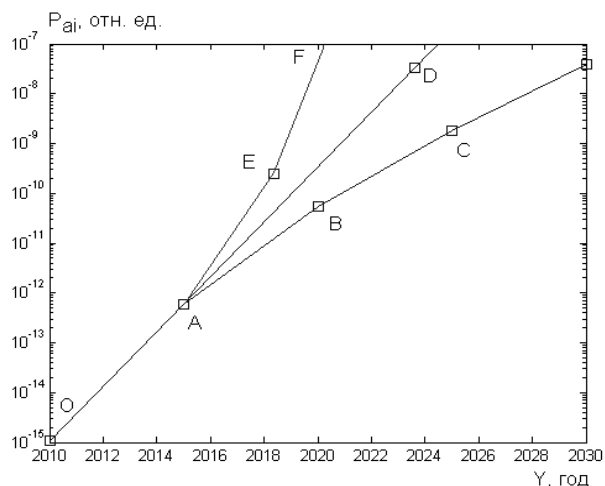


Рисунок 4 – Функции убывания усредненной P_{ai} в зависимости от времени

30–50 и более лет, в течении которых боеприпас, как одноразовое невосстанавливаемое изделие ожидает применения по назначению, то построение рациональных систем контроля является важным аспектом решения проблемы, связанной с геронтологией порохового заряда на эксплуатационном этапе его жизненного цикла.

Успехи аналитического приборостроения, наметившиеся за рубежом в последние 30 лет, привели к разработке и внедрению новых физико-химических методов исследования высокомолекулярных и полимерных соединений, к которым в частности относятся нитроцеллюлозные пороха. Значительная их часть ориентирована на использование в условиях передвижных лабораторий. Только в американском техническом стандарте по ВВ военного предназначения (ТМ 9-1300-214 [13]), который был опубликован в 1984 г., в главе о свойствах и о экспериментальных методах исследования порохов приведены 23

метода их испытаний. Кроме этого продолжают развиваться неконтактные методы контроля пороха на основе ультразвука, рентгеновского сканирования и других методик.

Не раскрывая, подробности каждого из существующих методов отметим, что принципиально все они базируются на трех подходах: термодинамическом, химическом и тепловом.

Термодинамический подход основан на том, что любое тело, поглощая тепло извне, перерабатывая его в себе, должно возвращать часть его обратно в среду не меняя своей структуры. Основу термодинамических методов, которые исторически положили начало экспериментальному исследованию свойств порохов, являются процедуры контролируемого нагрева и слежения за изменением состояния пороха.

Химический подход основан на аксиоме постоянства химического состава. Любое отступление от этого правила является сигналом начала необратимых процессов в пороховой массе. Успехи аналитической химии и химии полимеров обогатили их арсенал высокочувствительными инструментами обнаружения течения автокаталитических реакций.

Одним из современных быстроразвивающихся методов химического анализа порохов является высокоэффективная жидкостная хроматография (ВЭЖХ). Ее англоязычным эквивалентом является термин «high performance liquid chromatography» (HPLC). ВЭЖХ на сегодня является наиболее совершенным методом разделения сложных смесей веществ, каким и является пороховая масса. Общий вид современного прибора жидкостной хроматографии представлен рис. 5 а.

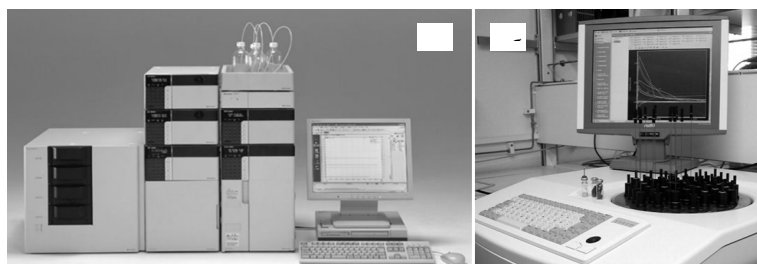


Рисунок 5 – Общий вид современных приборов жидкостной хроматографии (а) и калориметрии (б)

Тепловой подход представляет собой разновидность термохимических представлений. Протекание экзотермических химических реакций в толще пороховой массы делают ее источником тепловой энергии, интенсивность выделения которой фиксируется калориметрами. В работе [15] приведен диапазон изменения массовой плотности теплового потока, который равен 500–5000 мкВт/г. На рис. 5 б изображен калориметрическая пороховая станция 3206 фирмы Bodycote SMK Materials testing [14]. Ее диапазон измерений соответствует величине 5 мкВт – 60 мВт.

Зарубежная практика контроля пороха опирается на совокупность нескольких методов экспериментальных исследований пороха, например комплекс средств VoMic II Bodycote SMK использует ВЭЖХ и микрокалориметрию. В работах Франхоферского института химической технологии (ФРГ) [15], посвященных способам оценки срока службы пороха приводится иная совокупность экспериментальных методов исследования (табл. 7):

Таблица 7 – Методы экспериментальных исследований физико-химического состава пороха

№/№	Характеристика порохового материала	Способ определения
1	Средняя молярная масса	гель хроматография
2	Уровень стабилизатора химической стойкости	ВЭЖХ
3	Содержание вещества антиоксиданта	ВЭЖХ
4	Содержание пластифицирующих веществ	ВЭЖХ
5	Содержание веществ контролирующих процесс горения	ВЭЖХ
6	Падение массы вещества	взвешивание
7	Генерация газа	газовый контроль
8	Генерация тепла	микрокалориметрия
9	Контроль теплоты взрывчатого превращения (калорийности)	калориметрическая бомба
10	Эластичность	динамический анализ материала

Таким образом, в отношении нитроцеллюлозных артиллерийских порохов можно говорить о постепенном переходе от контроля за одним параметром к контролю их совокупности, которые уже рассматриваются системно в их взаимосвязи. Помимо наблюдений за динамикой изменения выбранной совокупности характеристик, их объединяют в виртуальное «состояние» пороха. Такое объединение информации происходит на базе заранее разработанной математической модели порохового заряда как физиче-

ского объекта, которые являются «ноу-хау» того или иного производителя. Далее на основе систематических наблюдений, и при наличии модели переходят к более сложной операции – прогнозу изменения «состояния» порохового заряда на перспективу. Такая трехступенчатая система получила название системы мониторинга состояния.

В отечественной практике эксплуатации боеприпасов и средств поражения имеются определенные отставания. Несмотря на ряд техногенных катастроф, произошедших в Украине в течение последнего десятилетия, системных исследований направленных на установление параметров трансформаций состояния боеприпасов и средств поражения при их старении не ведется. Имеют место отдельные работы, посвященные изменению свойств танковых артиллерийских боеприпасов и боеприпасов к стрелковому оружию [17].

Развитие методов оценки физического состояния пороховых зарядов к ствольным системам при совокупном действии на них фактора «климат-время»; оценка степени их опасности; а также интенсивность внедрения передовых методик контроля адекватны современному состоянию отечественных баз и складов.

С учетом того, что геронтологические изменения пороховых зарядов трансформируют внутрибаллистические параметры, практически важным представляется решение задачи об определении степени влияния этих модификаций состояния на боевые, технические и эксплуатационные свойства ствольных систем. Эта задача приобретает особую важность применительно к корабельным артиллерийским комплексам ввиду специфических условий, складывающихся при нахождении надводного корабля в автономном плавании. К ним следует отнести: ограниченные ресурсы на корабле, в том числе по боекомплекту и совместному нахождению артиллерийского и минно-торпедного боезапаса в рамках надводного корабля как носителя оружия.

Критически подходу к иностранному опыту мониторинга состояния боеприпасов и средств поражения, в частности к мониторингу пороховых зарядов, следует отметить то, что западными аналитиками сделана ставка на высокоточные методы жидкостной хроматографии и калориметрии с последующим сравнительным причинно-следственным анализом их результатов. В этой связи важными является учет еще одного аспекта. С точки зрения методологии западный подход добиваясь высокой точности определения текущего состояния химической стойкости (стоимость боевого корабля – носителя оружия возросла 5 и более раз, объем носимого боезапаса также увеличивается), платит за это повышенной удельной стоимостью цикла измерений и относительно низкой удельной пропускной способностью лаборатории (один анализ длится 20 и более суток). К тому же, совокупность методов выбранных в качестве базовых, не позволяет ничего определенного сказать о втором аспекте стойкости – баллистической. Это происходит ввиду того, что выбранные параметры контроля (дифениламин и его нитропроизводные) не являются энергетическими компонентами, и на их основе нельзя выявить связь «новое физико-химическое состояние» – «измененный баллистический эффект». Категории химической нестабильности артиллерийских порохов по стандартам принятым в США представлены в таблице 8 [4].

Таблица 8 – Категорий химической нестабильности артиллерийских пороха по стандартам, принятым в США

Категория	Процент стабилизатора	Характер потерь стабилизатора	Степень опасность пороха
A	более 0,45 %	незначительная потеря стабилизатора	порох безопасен для длительного хранения
B	от 0,45 до 0,3 %	приемлемая потеря стабилизатора	порох безопасен для длительного хранения
C	от 0,3 % до 0,2 %	существенная потеря стабилизатора	порох не представляет непосредственной опасности, но приближается к потенциально опасному состоянию нестабильности
D	менее 0,2 %	недопустимо высокая потеря стабилизатора	порох представляют потенциальную опасность и недопустим к длительному хранению

Здесь хочется привести один из известных примеров установления такой связи – так называемая формула испытательной комиссии Охтенского порохового завода (ИКОПЗ), которая с точки зрения пороховой геронтологии интересна тем, что учитывают величину δH % – процентное содержание летучих веществ в пороховой массе [17], о чем в частности говорится в американском стандарте «Ordnance pamphlet – 4» [6]:

$$\frac{\delta p_{\max}}{p_{\max}} = 2 \frac{\delta \omega}{\omega} - \frac{4}{3} \frac{\delta W_0}{W_0} + \frac{3}{4} \frac{\delta q}{q} - \frac{4}{3} \frac{\delta e_1}{e_1} - 0,15 \delta H \% + 0,0036 \delta t^{\circ}$$

$$\frac{\delta V_{\delta}}{V_{\delta}} = \frac{3}{4} \frac{\delta \omega}{\omega} - \frac{1}{3} \frac{\delta W_0}{W_0} - \frac{2}{5} \frac{\delta q}{q} - \frac{1}{3} \frac{\delta e_1}{e_1} - 0,04 \delta H \% + 0,0011 \delta t^{\circ}$$

Малорозвиток експериментальної бази аналітичного приборостроєння на рубежі 1890–1920 гг. не давала можливості визначити δH з необхідною точністю і оперативністю, що не дозволило формулі ІКОПЗ стати дійсним інструментом в війсках, а обмежило її статус рівнем академічного вивчення внутрібалістических процесів. Однак сьогодні положення змінилося і для об'єднаного розгляду фізико-хімічної і балістическої стабільності пороху склалися сприятливі умови.

Література

1. Dale G.F. Stability of nitrocellulose based powder. Warship international. XVII №4. 1980. – p. 23–28.
2. Российский императорский флот. – СПб: Издательское товарищество И.Д. Сытина. 1915, – 230 с.
3. The threat from explosive events in ammunition storage areas. Электронный интернет ресурс – <http://www.iansa.org/un/documents/ExplosiveEvents1995–2009.pdf>.
4. Propellant management guide. Logistics review and technical assistance office. U.S. Army industrial operations command. Rock Island. 1998. – 46 p.
5. Wilson J. A. A new approach for service life evaluation of gun propellant. Naval surface warfare center. Crane division. 1998. – 10 p.
6. Ordnance pamphlet – 4. Ammunition. Instruction for the naval service. 1943. – 190 p.
7. Vogelsanger B., Ossola B., Schadel U., Antenen D., Ryf K. Ballistic shelf life of propellants for medium and small calibre ammunition – influence of deterrent diffusion and nitrocellulose degradation. 19th International Symposium of Ballistics, 7-11 May 2001, Interlaken, Switzerland. 41-48 p.
8. Burnham A. K., Fried L. E. Kinetics of PBX9404 aging. UCRL-CONF-224391. 7th aging, compatibility and stockpile stewardship conference. Los Alamos, NM, USA. September 26, 2006 – September 28, 2006. – 6 p.
9. Surveillance and in-service proof. International ammunition technical guideline. IATG 07.20. First edition. 2011. – 26 p.
10. Effects of degraded agent and munitions anomalies on chemical stockpile disposal operations. Washington, DC: The National Academies Press, 2004. – 66 p.
11. US Army. Preparation and analysis of M55 leaker rocket propellant samples. Final test report. Aberdeen proving ground. Md.: Program manager for chemical demilitarization. 2002.
12. US Army. M55 rocket assessment. Summary report. Aberdeen proving ground. Md.: Program manager for chemical demilitarization. 2002.
13. Military Explosives. TM 9-1300-214.
14. Combined microcalorimetric/HPLC system for surveillance testing of propellants. Bodvocate CMK Materials testing.
15. Bohn. M.A. Methods and kinetic models for the lifetime assessment of solid propellants. 87th Symposium of the propulsion and energetics panel of AGARD, Athens, Greece, 1996. Conference proceedings 586.
16. Анипко О.Б., Гончаренко П.Д., Хайков В.Л. Преждевременные разрывы снарядов корабельной артиллерии и методы их предупреждения. Зарубежный опыт. // Збірник наукових праць Академії військово-морських сил імені П.С. Нахімова. – 2011. – №4(48). – С. 6–16.
17. Анипко О.Б., Бусяк Ю.М. Внутренняя баллистика ствольных систем при применении боеприпасов длительных сроков хранения. – Харьков.: Изд-во академии внутр. войск МВД Украины, 2010. – 130 с.

Bibliography (transliterated)

1. Dale G.F. Stability of nitrocellulose based powder. Warship international. XVII #4. 1980. – p. 23–28.
2. Rossijskij imperatorskij flot. – SPb: Izdatel'skoe tovarishhestvo I.D. Sytina. 1915, – 230 p.
3. The threat from explosive events in ammunition storage areas. Jelektronnyj internet resurs – <http://www.iansa.org/un/documents/ExplosiveEvents1995–2009.pdf>.
4. Propellant management guide. Logistics review and technical assistance office. U.S. Army industrial operations command. Rock Island. 1998. – 46 r.
5. Wilson J. A. A new approach for service life evaluation of gun propellant. Naval surface warfare center. Crane division. 1998. – 10 p.
6. Ordnance pamphlet – 4. Ammunition. Instruction for the naval service. 1943. – 190 r.
7. Vogelsanger B., Ossola B., Schadel U., Antenen D., Ryf K. Ballistic shelf life of propellants for medium and small calibre ammunition – influence of deterrent diffusion and nitrocellulose degradation. 19th International Symposium of Ballistics, 7-11 May 2001, Interlaken, Switzerland. 41-48 r.

8. Burnham A. K., Fried L. E. Kinetics of PBX9404 aging. UCRL-CONF-224391. 7th aging, compatibility and stockpile stewardship conference. Los Alamos, NM, USA. September 26, 2006 – September 28, 2006. – 6 p.
9. Surveillance and in-service proof. International ammunition technical guideline. IATG 07.20. First edition. 2011. – 26 p.
10. Effects of degraded agent and munitions anomalies on chemical stockpile disposal operations. Washington, DC: The National Academies Press, 2004. – 66 r.
11. US Army. Preparation and analysis of M55 leaker rocket propellant samples. Final test report. Aberdeen proving ground. Md.: Program manager for chemical demilitarization. 2002.
12. US Army. M55 rocket assessment. Summary report. Aberdeen proving ground. Md.: Program manager for chemical demilitarization. 2002.
13. Military Explosives. TM 9-1300-214.
14. Combined microcalorimetric HPLC system for surveillance testing of propellants. Bodvocate CMK Materials testing.
15. Bohn. M.A. Methods and kinetic models for the lifetime assessment of solid propellants. 87th Symposium of the propulsion and energetics panel of AGARD, Athens, Greece, 1996. Conference proceedings 586.
16. Anipko O.B., Goncharenko P.D., Hajkov V.L. Prezhdevremennye razryvy snarjadov korabel'noj artillerii i metody ih preduprezhdenija. Zarubezhnyj opyt. Zbirnik naukovih prac' Akademii vijs'kovo-mors'kih sil imeni P.S. Nahimova. – 2011. – #4(48). – p. 6–16.
17. Anipko O.B., Busjak Ju.M. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem pri primenenii boepripasov dlitel'nyh srokov hranenija. – Har'kov.: Izd-vo akademii vnutr. vojsk MVD Ukrainy, 2010. – 130 p.

УДК 623.451.4

Анипко О.Б., Хайков В.Л.

АНАЛІЗ МЕТОДІВ ОЦІНКИ СТАНУ ПОРОХОВИХ ЗАРЯДІВ ЯК ЕЛЕМЕНТ СИСТЕМИ МОНІТОРИНГУ АРТИЛЕРІЙСЬКИХ БОЄПРИПАСІВ

Розглядаються методи оцінки стану порохових зарядів, що дозволяють враховувати зміну бойового ефекту, безпеки стрільби та безпеки зберігання боеприпасів.

Anipko O.B., Khaykov V.L.

METHODS ANALYSIS FOR ASSESSMENT OF PROPELLANT CHARGES AS A PART OF THE ARTILLERY AMMUNITION MONITORING SYSTEM

The methods of propellant charges assessment, which allow to take into account changes in their performance, fire safety and safe storage of ammunition, discussed.

Ведь Е.В., Толчинский Ю.А.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ТЕПЛОВОГО И ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ

При анализе гетерогенных смесей удобно использовать следующие бинарные оппозиции: изолированность – неизолированность; связность – несвязность; конечность – бесконечность. Если фаза представлена в каждом объеме двухфазной среды, то она считается бесконечной, а в противном случае – конечной. Если любые две точки фазы можно соединить непрерывной кривой, не выходящей за пределы этой фазы, то такая фаза – связанная; в противном случае – несвязная. Изолированной фазой будет такая, элементы которой окружены другой фазой.

Модель коэффициента теплопроводности для такой среды заключается в построении коэффициента теплопроводности для типичного элемента фильтрующей среды. Такой элемент представлен кубом, в середине которого расположена пара кубической формы. Такое представление оправдано тем обстоятельством, что для включений с не слишком сильно выраженной анизотропией формы коэффициент теплопроводности слабо зависит от формы включения [1]. Для учета такого факта, что частицы фильтрующей среды касаются друг друга по площадям контакта, поверхность куба имеет выступы кубической формы. Элемент с перечисленными свойствами куба имеет выступы кубической формы. При построении формул для вычисления коэффициента теплопроводности используется способ, восходящий к Рэлею [1]. Производится изотермическое и адиабатическое разбиение элемента. Используются правила сложения тепловых сопротивлений при их последовательном и параллельном расположении. В итоге для коэффициента теплопроводности λ_{s1} получается следующее выражение:

$$\lambda_{s1} = \lambda_{ss} \frac{1 + (\omega_{ss} - 1) m_1^{2/3}}{1 + (\omega_{ss} - 1) m_1^{2/3} (1 - m_1^{2/3})}, \tag{1}$$

$$\omega_{ss} = \lambda_g / \lambda_{ss},$$

в котором λ_{ss} коэффициент теплопроводности твердой фазы; λ_g – коэффициент теплопроводности газа в поре. Выражение (1) относится к элементу без учета контактных выступов. С учетом этих выступов коэффициент теплопроводности принимает следующий вид:

$$\lambda_{s2} = \lambda_{ss} \frac{\lambda_{s1}}{1 + f(N) \frac{\lambda_{s1}}{\lambda_{ss}} \left(\frac{1 - m_1}{m_2} \right)^{1/3}}, \tag{2}$$

где λ_{s2} – коэффициент теплопроводности элемента с учетом контактных выступов. Величина $f(N)$ – множитель, который показывает, какое число площадок контакта передаёт тепло в направлении его потока.

По причине ненулевой проницаемости фильтрующей среды, обе фазы являются связными и взаимопроницаемыми. Коэффициент теплопроводности такого элемента определяется коэффициентом теплопроводности газа и коэффициентом теплопроводности твердой фазы. Выражение для коэффициента теплопроводности учитывает пористость каналов – m_2 только один раз, поскольку в выражении (2) для величины λ_{s1} эта пористость не учитывается. Наличие сужений и расширений в элементе может быть легко учтено. Ценою такого уточнения является значительное усложнение формул [1]. Ниже используется простейший вариант геометрии межпорового канала.

С учетом сказанного коэффициент теплопроводности принимает следующий:

$$\lambda_m = \lambda_{s2} \left[\theta^2 + \omega_{ss} - (1-\theta)^2 + \frac{2\omega_{ss}(1-\theta)}{1+\omega_{ss}\theta-\theta} \right], \quad (3)$$

$$\theta = \left(\frac{1-m_2}{1-2m_2} \right)^{1/2}.$$

Выражение (3) учитывает наличие пор с газом и каналов, их соединяющих. В это выражение входит коэффициент теплопроводности газа λ_g , а сам газ в поре считается неподвижным. В общем случае это не так. Наличие тепловой конвекции в порах приводит к тому, что коэффициент теплопроводности газа увеличивается, то есть в формулах (1)–(3) следует заменить λ_g на λ_{g1} по правилу:

$$\lambda_{g1} = \lambda_g (1 + Ra^\xi); \quad \xi \approx 0,30 \div 0,33; \quad g = 9,8 \text{ м/с}^2$$

$$Ra = \frac{\Omega L g \beta_T \Delta t}{\nu_g \chi_g}; \quad \nu_g = \mu_g / \rho_g \quad \chi_g = \lambda_g / \rho_g c_{pg}, \quad (4)$$

в котором Ra – число Рэлея; Ω – проницаемость фильтрующей среды; L – характерный размер фильтрующей среды; β_T – коэффициент теплового расширения газа; Δt – изменение температуры в фильтрующей среде; μ_g , ρ_g , c_{pg} – вязкость, плотность, теплоёмкость газа соответственно [2].

Использование выражения (4) несет в себе некоторую неопределенность. Эта неопределенность порождается строением фильтрующей среды. Если рассмотреть такую среду, в которой поры почти изолированы друг от друга, то в выражении для числа Ra в качестве величины Ω следует использовать квадрат размера поры, а в качестве величины L – размер поры. Если рассматривать среду, в которой поры хорошо сообщаются между собой, то масштабом конвекции является масштаб всей среды. Реальная ситуация свидетельствует о том, что тепловая конвекция существенна там и тогда, где и когда выполняется условие: $Ra > 10^3$.

Для описания гидравлического поведения системы частиц необходимо установить связь между перепадом давлений и среднеобъемной скоростью газа. На основании положения о наличии двух масштабов пористости m_1 и m_2 будет использоваться такая модель порового канала. Поровый канал имеет характерный поперечный размер порядка $m_2^{1/3} d$, если d – характерный размер частицы. Реальный поровый канал имеет сужения и расширения, которые моделируются ступенчатого изменения сечения и ступенчатого изменения направления.

Перепад давлений на границах объёма, содержащего отдельную пару, обусловлен числом N^+ каналов, входящих в пору и числом N^- каналов, выходящих из поры. Также перепад давлений зависит от деталей гидродинамики потоков внутри поры. Не задаваясь детальным геометрическим строением поры, располагая только величины N^+ , N^- , $m_1^{1/3} d$, $m_2^{1/3} d$ можно сформулировать чисто кинематическую модель, основанную только на уравнении Бернулли. Сущность модели состоит в следующем. Места входа и выхода каналов на поверхности поры расположены под разными углами. Размеры каналов и пор сильно отличаются по величине. Поток, попадая из канала в пору, испытывает расширение. Поток, попадая в пору, испытывает расширение. Поток, покидает пору через канал, испытывает сжатие. Направления входных и выходных каналов не совпадают так, что отдельные потоки внутри поры испытывают повороты на некоторые углы. Внутри поры происходит перестройка входных потоков в выходные

Попадая в пору, поток сначала расширяется от величины d_j^+ до величины Δ_{j1}^+ , затем изменяется до величины Δ_{j2}^- , а затем сужается до величины d_i^- . Учитывая то, что вклад местных сопротивлений учитывается аддитивно, можно составить систему уравнений Бернулли, в которых в качестве крайних выступают сечения 1, 01, 02 и 2. такая система уравнений имеет следующий вид:

$$\begin{aligned}
 p^+ + \frac{\rho(\omega_i^+)^2}{2} &= p_{01} + \frac{\rho\omega_{01}^2}{2} + \xi_i^+ \frac{\rho(\omega_i^+)^2}{2}; \quad i=1,2,\dots,N^+; \\
 p_{02} + \frac{\rho\omega_{01}^2}{2} &= p^- + \frac{\rho(\omega_j^-)^2}{2} + \xi_j^- \frac{\rho(\omega_j^-)^2}{2}; \quad i=1,2,\dots,N^-,
 \end{aligned}
 \tag{5}$$

в котором P^+ и P^- – значения давлений в сечениях; ξ_j^+ , ξ_j^- – коэффициенты местных сопротивлений на входе и выходе из поры j -ого входного и i -ого выходного каналов соответственно. Результат решения этой системы уравнений может быть записан в виде совокупности таких формул:

$$\begin{aligned}
 \omega_j^+ &= \frac{\omega_{01} s_{01} / \sqrt{1+\xi_j^+}}{\sum_{j=1}^{N^+} s_j^+ / \sqrt{1+\xi_j^+}}; \quad \omega_i^- = \frac{\omega_{02} s_{02} / \sqrt{1+\xi_i^-}}{\sum_{i=1}^{N^-} s_j^- / \sqrt{1+\xi_i^-}}; \\
 \omega_{01} &= \frac{\sqrt{2\Delta p^+ / \rho}}{\sqrt{1 - \frac{s_{01}^2}{\left(\sum_{j=1}^{N^+} s_j^+ / \sqrt{1+\xi_j^+}\right)^2}}}; \quad \omega_{02} = \frac{\sqrt{2\Delta p^- / \rho}}{\sqrt{1 - \frac{s_{02}^2}{\left(\sum_{j=1}^{N^-} s_j^- / \sqrt{1+\xi_j^-}\right)^2}}}; \\
 \Delta p^+ &= p^+ - p_{01}, \quad \Delta p^- = p_{02} - p^-,
 \end{aligned}
 \tag{6}$$

где w_{01} и w_{02} – скорости перемешанного суммарного потока, образованного входными потоками перемешанного выходного потока из которого образуются выходные потоки; S_j^+ и S_i^- – площади поперечных сечений входных и выходных потоков. В этих формулах величины S_j^+ и S_i^- имеют порядок $m_2^{2/3} d^2 / N^+$ и $m_2^{2/3} d^2 / N^-$, а величины S_{01} и S_{02} имеют порядок $m_1^{2/3} d^2$. В рассматриваемой схеме принято, что перестройка отдельных потоков заменяется перестройкой усредненного потока от скорости w_{01} и до скорости w_{02} . Отказ от схемы с полным смешением входных и выходных потоков влечет значительные трудности, поскольку при этом необходимо рассматривать множество вариантов соединения и разъединения. Количество возможностей \mathfrak{N} и при этом определяется числом разбиений N^+ элементов на N^- групп по такой формуле:

$$\begin{aligned}
 \mathfrak{N} &= \sum_{N_j} \frac{N^+!}{\prod_{j=1}^{N^-} N_j!}; \\
 \sum_j N_j &= N^+; \\
 1 &\leq j \leq N^-.
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

Изменение площади поперечного сечения при перестройке его из входного в выходной, которое определяет величину соответствующего местного сопротивления, имеет порядок. При заданном направлении градиента давления поверхность поры можно разделить на две части по принципу, чтобы проекции градиента давления на направления входных и выходных потоков вне поры были положительными. Тогда для пор с не слишком большой анизотропией формы типичные углы для расположения мест впадения входных каналов в пору равны $\pi i / \sqrt{N^+ + 1}$, а такие же углы для выходных каналов равны $\pi j / \sqrt{N^+ + 1}$. Таким образом, углы поворота потоков будут равным всевозможным суммам вида

$\pi\left(i/\sqrt{N^+ + 1} + j/\sqrt{N^- + 1}\right)$, $1 \leq i \leq N^+$; $1 \leq j \leq N^-$. Соответствующие местные сопротивления следует усреднить по множеству возможных комбинаций, число которых дается формулой (7).

Представленная модель, в случае различия величин N^+ и N^- , следовательно, предполагает два способа вычисления сопротивления поры. Первый способ учитывает сужения и расширения потоков при входе в пору и выходе из нее, учет перестройки потоков внутри поры при условии полного перемешивания. Повороты потоков в этой схеме не учитываются. Во втором способе каждый поток внутри поры сохраняет свою индивидуальность. При этом учитываются расширения и сужения потоков, повороты на разные углы, что равносильно допущению об отсутствии вообще какого-либо перемешивания. Во втором способе необходимо вычислять статистическую сумму по всем возможным конфигурациям входных и выходных каналов для нахождения средних значений.

Ниже рассматривается второй способ в рамках предлагаемой модели, в котором принято, что $N^+ = N^-$, все каналы имеют одинаковое поперечное сечение при пересечении поверхности поры, перемешивания внутри поры нет. При таких условиях коэффициенты местных сопротивлений на входе, выходе и повороте потоков имеют следующие выражения:

$$\begin{aligned} \xi^+ &= (0,6 + 9/\sqrt{\text{Re}}) \left(1 - s^+ / (s_0/N)\right)^2 \quad / \text{расширение} /; \\ \xi^- &= (0,5 + 13/\sqrt{\text{Re}}) \left(1 - s^- / (s_0/N)\right)^{3/4} \quad / \text{сужение} /; \\ \xi_\varphi &= \lambda \varphi r_0 / d_0 \quad / \text{поворот} /; \\ \lambda &= \frac{20}{\text{Re}^{0,45}} \left(\frac{d_0}{2r_0}\right)^{0,175}, \\ 50 &< \text{Re} \sqrt{\frac{d_0}{2r_0}} < 600, \end{aligned} \quad (8)$$

где индексы i и j опущены; γ – угол поворота потока; r_0 – радиус кривизны поворота; N – число входных (выходных каналов); d_0 – размер потока; R_e – локальное число Рейнольдса потока в канале. Используя свойство аддитивности местных сопротивлений и связь величин $S^+ = S^-$ с пористостью m_2 , а величины $S_0 - cm_1$ суммарное сопротивление потока при пересечении пары можно записать так:

$$\begin{aligned} \xi &= (0,6 + 9/\sqrt{\text{Re}}) \left[1 - \left(\frac{m_2}{m_1}\right)^{2/3} \frac{1}{N^{2/3}}\right]^2 + (0,5 + 13/\sqrt{\text{Re}}) \left[1 - \left(\frac{m_2}{m_1}\right)^{2/3} \frac{1}{N^{2/3}}\right]^{3/4} + \\ &+ \lambda (\text{Re}) \gamma \left(\frac{m_2}{m_1}\right)^{1/3}. \end{aligned} \quad (9)$$

Местное сопротивление отдельного канала, то есть потока вне поры можно представить в виде суммы отдельных сопротивлений сужений и расширений и поворотов. Оценка для местного сопротивления ξ_k отдельного канала принимает следующий вид:

$$\begin{aligned} \xi_k &= \frac{d}{2\Delta} \left\{ (0,6 + 9/\sqrt{\text{Re}}) \left[1 - \left(1 - \left(\frac{\delta}{dm_2^{1/3}}\right)\right)^2\right]^2 + (0,5 + 13/\sqrt{\text{Re}}) \left[1 - \left(1 - \left(\frac{\delta}{dm_2^{1/3}}\right)\right)^2\right]^{3/4} + \right. \\ &\left. + \lambda (\text{Re}) \frac{m_2^{1/3} d}{\Delta} \cdot \frac{dm_2^{1/3} \delta}{\delta^2 + \Delta^2} \arcsin \frac{2\delta\Delta}{\delta^2 + \Delta^2} \right\}. \end{aligned} \quad (10)$$

Для элемента объема фильтрующей среды сопротивление отдельного канала складывается из сопротивлений по формулам (9) и (10), в которых величины m_1 , m_2 , N , δ , Δ следует считать заданными. На длине L помещается L/d междупоровых каналов. Средний по сечению расход движения газа \dot{V} связан со скоростью движения газа W в канале, которая входит в число Re в формулах (8)–(10) таким соотношением:

$$\langle \dot{v} \rangle = \omega(1 - m_1)^{2/3} \frac{N}{2} m_2^{2/3} \quad (11)$$

с помощью которого связь перепада давления и средним принимает такой вид:

$$\dot{V} = m_2^{2/3} (1 - m_1)^{2/3} \left(N^{2/3} / 2 \right) \sqrt{\frac{2\Delta p}{L} \frac{d}{\xi + \xi_k}}. \quad (12)$$

Результаты, полученные в предыдущих частях настоящей работы, дают возможность сделать уравнения для нахождения толщин диффузионных пограничных слоёв δ_i замкнутыми. Подстановка выражений приводит к уравнениям для x_{i0} такого вида:

$$\begin{aligned} & -\frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} \left\{ -[D_{12}(x_{10} + x_{20})(1 - x_{10})x_{20} + D_{12}(1 - x_{20})(1 - x_{10})(1 - x_{10} - x_{20})] \xi - D_{31}x_{10}\xi \right\} - \\ & \quad -\frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} (D_{21} - D_{31})x_{10}\xi = U_w^\infty d x_{10} / dx \Big|_{y=0}; \\ & -\frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} (D_{12} - D_{32})x_{20}\xi - \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} \left\{ -[D_{21}(x_{10} + x_{20})(1 - x_{20})x_{10} + \right. \\ & \quad \left. + D_{23}(1 - x_{10})(1 - x_{20})(1 - x_{10} - x_{20})\xi] - D_{32}x_{20}\xi \right\} = U_w^\infty d x_{20} / dx \Big|_{y=0}. \end{aligned} \quad (13)$$

Уравнения гидродинамики и теплообмена для смеси имеют такой вид:

$$\begin{aligned} & -\nabla P + \frac{\rho |\bar{v}|^\infty}{2d} (\xi + \xi_k) \bar{v}^\infty = 0; \\ & \quad \xi = \xi(\text{Re}); \\ & \quad \xi_k = \xi_k(\text{Re}); \\ & \rho c_p (v^\infty \nabla) T^\infty = i(v^\infty, T^\infty, x_j^\infty); \\ & (v^\infty \nabla) x_i^\infty = i(v^\infty, T^\infty, x_j^\infty); \\ & \quad \rho = \rho(x_j^\infty, T^\infty); \\ & \quad c_p = c_p(x_j^\infty, T^\infty); \\ & \quad \mu = \mu(x_j^\infty, T^\infty), \end{aligned} \quad (14)$$

в котором J_T и J_i – источники для температуры и компонентов смеси соответственно.

Все величины, отмеченные индексом « ∞ » относятся к области, расположенной вне соответствующих пограничных слоёв. Уравнения (14) следует решать для конкретной области течения смеси с обычными граничными условиями для скорости температуры.

Представленная модель предназначена для описания гидродинамического и тепломассообменного поведения смеси газов в реакции доокисления монооксида углерода в приближении ламинарного характера пограничных слоёв в интервале температур, не превышающем 1000 К и давлении смеси порядка $0,1 \cdot 10^5$ Па и менее. Модель допускает распространение на турбулентный режим течения без изменения своих методологических оснований. Увеличение числа компонентов газовой смеси для других реакций изменяет количество диффузионных потоков и уравнений. Структура формул позволяет по индексации записывать выражения для потоков с любым количеством компонентов. Гидравлические характеристики фильтрующей среды относятся к случаю неконсолидированного тела, состоящего из отдельных частиц, поверхность которого покрыта слоем катализатора. Иные способы организации каталитической поверхности требуют иных моделей, однако, используемые в настоящей модели элементы, порождающие местные сопротивления – сужение, расширение, поворот, представляются универсальными и такими, которые можно использовать при описании любой внутренней поверхности.

Литература

1. Gebhart B., Jaluria Y., Mahajan R., Sammakia B Buoyancy-induced flows and transport. Hemisphere Publishing Corporation; a subsidiary of Harper and Row Incorporated. – New York. – 1988. – 528 p.
2. Groot S., Mazur P. Non-Equilibrium thermodynamics. North Holland publishing company. – Amsterdam. – 1962. – 456 p.

Bibliography (transliterated)

1. Gebhart B., Jaluria Y., Mahajan R., Sammakia B Buoyancy-induced flows and transport. Hemisphere Publishing Corporation; a subsidiary of Harper and Row Incorporated. – New York. – 1988. – 528 p.
2. Groot S., Mazur P. Non-Equilibrium thermodynamics. North Holland publishing company. – Amsterdam. – 1962. – 456 p.

УДК 66-93

Ведь Е.В., Толчинский Ю.А.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ТЕПЛОВОГО ТА ГІДРАВЛІЧНОГО ОПОРУ

Розроблено модель, яка описує гідродинамічну й тепломасообмінну поведінку суміші газів у реакції доокислення монооксиду вуглецю в наближенні ламинарного характеру граничних шарів.

Ved E.V., Tolchinsky Y.A

A MATHEMATICAL MODEL OF THERMAL AND HYDRAULIC RESISTANCE

The model which describes the hydrodynamic and heat-mass exchange behavior of the gas mixture in the reaction of carbon monoxide oxidation in approximation to the laminar character of boundary layers has been developed.

Харлампиди Д.Х., Братута Э.Г., Шерстюк А.В.

РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК РЕВЕРСИВНОГО КОНДИЦИОНЕРА-ТЕПЛОВОГО НАСОСА ПРИ ПЕРЕВОДЕ ЕГО НА АЛЬТЕРНАТИВНЫЕ ХЛАДАГЕНТЫ**Введение**

Вопрос перехода к новому поколению хладагентов, безопасных по экологическим показателям и обладающих одновременно высокой энергетической эффективностью, еще не получил окончательного решения. В последние годы появилась так называемая проблема ретрофита запрещенных хладагентов альтернативными рабочими веществами, не уступающих по своим термодинамическим и эксплуатационным характеристикам заменяемым хладагентам. Процедура ретрофита применяется для холодильного оборудования, которое находится в эксплуатации. Учитывая тот факт, что значительная часть действующего в Украине холодильного оборудования, использующего экологически небезопасные хладагенты, не израсходовало свой ресурс и поэтому еще долгое время будет находиться в эксплуатации, вопрос прогнозирования характеристик действующих кондиционеров на альтернативных хладагентах представляется актуальным.

Постановка цели и задачи научного исследования

Распространенный в настоящее время способ определения перспективности новых хладагентов для холодильных машин (ХМ) и тепловых насосов (ТН) заключается в оценке холодильного коэффициента теоретического цикла без учета необратимости протекающих процессов (трение, неравновесный теплообмен и др.). Влияние внешней и внутренней необратимости в действительном цикле ХМ и ТН может существенно повлиять на оценку перспективности применения того или иного альтернативного хладагента особенно, если эта оценка производится для действующих установок. Результаты анализа теоретического и действительного циклов могут значительно различаться и даже быть противоположными. Хладагенты имеющие незначительные коэффициенты теплоотдачи не могут эффективно использоваться в ХМ и ТНУ, даже если они обладают термодинамическим преимуществом [1].

Для выбора альтернативного рабочего вещества в действующем оборудовании необходим расчет статических характеристик ХМ и ТН заданного гидравлического контура циркуляции хладагента.

Расчет характеристик кондиционера рассматривался многими авторами [2–5]. Однако, большинство известных методик расчета, которые в той или иной степени могут быть применены к рассматриваемой задаче, являются либо графоаналитическими [2, 3], что делает их непригодными для многовариантных расчетов и дальнейшей оптимизации режимных параметров установки, либо излишне усложненными [4, 5]. Задача расчетного исследования реверсивного кондиционера ставилась в работе [4]. В разработанной авторами математической модели учитывается сложный характер гидрогазодинамических процессов с наличием фазовых превращений и нестационарного теплообмена. Между тем, усложнение математической модели привело к некоторой утрате общности и наглядности полученных результатов, что затрудняет их анализ.

Предлагаемая в настоящей работе методика расчета режимных параметров реверсивного кондиционера проста по форме, легко поддается алгоритмизации, учитывает взаимосвязь множества параметров, позволяет добиться повышения точности решения за счет усложнения расчетов в любом из блоков.

Применительно к режиму теплового насоса решалась следующая задача. При известных начальных температурах наружного $T_{н1}$ и внутреннего воздуха $T_{к1}$, относительной влажности наружного воздуха φ , поверхностях испарителя $F_{и}$, конденсатора $F_{к}$, расходах воздуха $G_{и}$, $G_{к}$, заданном компрессоре (его подаче V_c) и типе хладагента, рассчитываются: температура испарения T_0 , конденсации $T_{к}$, температура внутреннего воздуха на выходе из конденсатора $T_{к2}$, коэффициент влаговыведения ξ , холодопроизводительность Q_0 теплопроизводительность $Q_{к}$, холодильный коэффициент ϵ и коэффициент преобразования ТНУ μ .

При формировании расчетной схемы вначале пренебрегаем величинами депрессии и нагрева хладагента в соединительных трубопроводах. В первом приближении они назначаются на основании существующего опыта проектирования. Соответствующие рекомендации для этого приведены в работе [6]. В последующих приближениях расчет параметров хладагента производится с учетом неизобарности процессов в гидравлическом контуре по методике [7]. Для определения коэффициента подачи компрессора и индикаторного КПД, а также для расчета теплофизических характеристик свойств влажного воздуха, используются известные эмпирические уравнения [8]. Теплофизические свойства хладагентов определя-

ються при помощи базы данных программного продукта REFPROP 8.0 (уравнение состояния Peng-Robinson).

Холодопроизводительность испарителя Q_0 определяется путем совместного решения следующих уравнений

$$Q_0 = G_{\text{хл}} \left[(1 - x_{\text{вх}}) r + (i_1 - i_{\text{ввых}}^{\text{исп}}) \right], \quad (1)$$

$$Q_0 = G_{\text{и}} c_{\text{и}} (T_{\text{и1}} - T_{\text{и2}}), \quad (2)$$

$$Q_0 = G_{\text{и}} c_{\text{и}} \xi \eta_0 (T_{\text{и1}} - T_0), \quad (3)$$

$$\eta_0 = 1 - e^{-\frac{k_{\text{и}} F_{\text{и}}}{G_{\text{и}} c_{\text{и}}}}, \quad (4)$$

$$x_{\text{вх}} = 1 - \frac{G_{\text{и}} c'_{\text{п}}}{G_{\text{хл}} r} \eta_0 (T_{\text{и1}} - T_0) + \frac{c''_{\text{п}}}{r} \Delta T_{\text{пер}}, \quad (5)$$

$$G_{\text{хл}} = \lambda_{\text{км}} V_{\text{т}} / v_1, \quad (6)$$

где $G_{\text{хл}}$ – массовый расход хладагента в цикле, кг/с; $G_{\text{и}}$ – массовый расход воздуха через испаритель, кг/с; η_0 – коэффициент эффективности охлаждения испарителя; i_1 – энтальпия пара хладагента на входе в компрессор; $i_{\text{ввых}}^{\text{исп}}$ – энтальпия пара на выходе из испарителя; r – скрытая теплота парообразования; $x_{\text{вх}}$ – массовое паросодержание на входе в испаритель; $c'_{\text{п}}$ и $c''_{\text{п}}$ – теплоемкость жидкости и насыщенного пара хладагента; $\lambda_{\text{км}}$ – коэффициент подачи компрессора; v_1 – удельный объем пара на всасывании в компрессор; $\Delta T_{\text{пер}}$ – величина перегрева в испарителе; $k_{\text{и}} F_{\text{и}}$ – интенсивность теплопередачи в испарителе; ξ – коэффициент влаговываждения [3].

Коэффициент подачи компрессора $\lambda_{\text{км}}$ [9]

$$\lambda = 1 - 0,05 \left[\pi^{0,869} - 1 \right], \quad (7)$$

где π – степень сжатия в компрессоре.

Тепловая нагрузка конденсатора находится из уравнений

$$Q_{\text{к}} = G_{\text{хл}} (i_{\text{вх}}^{\text{кон}} - i_{\text{ввых}}^{\text{кон}}), \quad (8)$$

$$Q_{\text{к}} = G_{\text{к}} (T_{\text{к2}} - T_{\text{к1}}), \quad (9)$$

$$Q_{\text{к}} = G_{\text{к}} c_{\text{к}} \eta_{\text{к}} (T_{\text{к}} - T_{\text{с1}}), \quad (10)$$

$$\eta_{\text{к}} = 1 - e^{-\frac{k_{\text{к}} F_{\text{к}}}{G_{\text{к}} c_{\text{к}}}}, \quad (11)$$

где $G_{\text{к}}$ – массовый расход воздуха через конденсатор; $\eta_{\text{к}}$ – коэффициент эффективности охлаждения для конденсатора; $c_{\text{к}}$ – теплоемкость воздуха, охлаждающего конденсатор; $k_{\text{к}} F_{\text{к}}$ – интенсивность теплопередачи в конденсаторе.

Для расчета коэффициентов теплопередачи испарителя $k_{\text{и}}$ и конденсатора $k_{\text{к}}$ используются известные соотношения [3]

$$k_{\text{и}} = \frac{\alpha_{\text{и}} \xi E_{\text{и}} \alpha_{\text{и}}}{\alpha_{\text{и}} E_{\text{и}} \beta_{\text{и}} \xi + \alpha_{\text{и}}}, \quad (12)$$

$$k_k = \frac{\alpha_b E_k \alpha_k}{\alpha_b E_k \beta_k + \alpha_k}, \quad (13)$$

где β_i, β_k – коэффициенты оребрения испарителя и конденсатора; α_n – коэффициент теплоотдачи со стороны наружного воздуха к поверхности испарителя; α_b – коэффициент теплоотдачи со стороны внутреннего воздуха к поверхности конденсатора; E_i, E_k – коэффициенты эффективности ребристой поверхности испарителя и конденсатора; α_i – коэффициент теплоотдачи при кипении фреона; α_k – коэффициент теплоотдачи при конденсации фреона. Коэффициенты теплоотдачи при кипении и конденсации хладагента определяются по уравнениям, приведенным в работах [10, 11].

Температуру наружной поверхности $T_{пов}$ испарителя, которая необходима для расчета ξ , находим из выражения

$$T_{пов} = T_i + Q_i \left(\frac{1}{F_{вн} \alpha_i} + \frac{1 - E_i}{F_i \alpha_n \xi E_i} \right), \quad (14)$$

где $F_{вн}$ – внутренняя поверхность испарителя, м².

Температуры конденсации и испарения во втором и последующих приближениях определяются в результате решения уравнений (1)–(7) и (8)–(14) с помощью метода Ньютона

$$T_0 = T_{и1} - \frac{Q_0}{G_{и} c_{и} \xi \eta_0}, \quad (15)$$

$$T_k = T_{к1} + \frac{Q_k}{G_{к} c_{к} \eta_k}. \quad (16)$$

Температуры воздуха на выходе из конденсатора $T_{к2}$ и испарителя $T_{и2}$ находим по уравнениям

$$T_{к2} = T_k - (T_k - T_{к1}) \eta_k, \quad (17)$$

$$T_{и2} = T_{и1} - \frac{Q_0}{G_{и} c_{и}}. \quad (18)$$

Температура переохлаждения конденсата хладагента $T_{по}$

$$T_{по} = T_k - \frac{G_{хл} c'_p}{G_{к} c_{к}} \eta_k (T_2 - T_{к1}) + \frac{c'_p}{r}. \quad (19)$$

Температура пара в конце процесса сжатия в компрессоре T_2

$$T_2 = T_1 \left[\frac{1}{\eta_{is}} \left(\pi^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right) + 1 \right], \quad (20)$$

где $T_1 = T_0 + \Delta T_{пер}$; η_{is} – изоэнтروпный КПД компрессора; k – коэффициент адиабаты хладагента.

Изоэнтропный КПД поршневого компрессора η_{is} находим из уравнений [12] при $\pi \leq 4$

$$\eta_{is} = -0,0025153\pi^4 + 0,0387299\pi^3 - 0,2279675\pi^2 + 0,5772372\pi + 0,2758929, \quad (21)$$

при $\pi > 4$

$$\eta_{is} = -0,03\pi + 0,892. \quad (22)$$

Потребляемая мощность компрессора

$$N_{\text{км}} = \frac{\lambda_{\text{км}} V_{\text{т}} l}{v_1 \eta_{\text{ис}}}, \quad (23)$$

где l – работа сжатия цикла.

При условии изохэнтальпийного характера процесса в дроссельном вентиле ТН расход хладагента через дроссель и испаритель во втором и последующих приближениях определяется по формуле [13]

$$G_{\text{хл}} = \varpi f \sqrt{2\rho_{\text{вх}} (P_{\text{к}} - P_0)}, \quad (24)$$

где f – проходное сечение дросселя, м²; ϖ – коэффициент истечения; $\rho_{\text{вх}}$ – плотность жидкости перед регулирующим вентилем; $P_{\text{к}}$ и P_0 – давление конденсации и испарения.

Значения давления всасывания $P_{\text{вс}}$ и нагнетания $P_{\text{наг}}$ в компрессоре определяются с учетом потерь давления во всасывающем $\Delta P_{\text{вс}}$ и нагнетательном трубопроводах $\Delta P_{\text{наг}}$ и клапанах компрессора. Величины $\Delta P_{\text{вс}}$ и $\Delta P_{\text{наг}}$ определяются по рекомендациям работы [14].

$$P_{\text{вс}} = P_0 - \Delta P_{\text{вс}}, \quad (25)$$

$$P_{\text{наг}} = P_{\text{к}} + \Delta P_{\text{наг}}. \quad (26)$$

Для расчета потерь давления при внутритрубном кипении используются уравнение Мартинелли [14, 15]. Для расчета потерь давления при внутритрубной конденсации использовалось уравнение работы [16]. Потери давления для однофазного потока рассчитывались по уравнению Блаузиуса [14].

Коэффициент преобразования энергии

$$\mu = \frac{Q_{\text{к}}}{N_{\text{км}}}. \quad (27)$$

Холодильный коэффициент

$$\varepsilon = \frac{Q_0}{N_{\text{км}}}. \quad (28)$$

На рис. 1 и 2 представлены результаты расчета режимных параметров ТН при замене в нем хладагента R22 на R410A. Объемная подача компрессора ТН $V_{\text{т}} = 2,3$ м³/ч. Конструктивные характеристики гидравлического контура следующие: длина всасывающей линии $L_{\text{вс}} = 3,0$ м, диаметр $d_{\text{вс}} = 0,009$ м; длина нагнетательной линии $L_{\text{наг}} = 4,57$ м, диаметр $d_{\text{наг}} = 0,009$ м; длина жидкостной линии $L_{\text{жл}} = 6,84$ м; $d_{\text{жл}} = 0,008$ м; длина трубы в одном ходе испарителя $L_{\text{исп}} = 4,0$ м, число ходов $n = 4$, диаметр $d_{\text{исп}} = 0,009$ м; длина трубы в одном ходе конденсатора $L_{\text{конд}} = 10,0$ м, число ходов $n = 2$, диаметр $d_{\text{кон}} = 0,01$ м.

Анализ полученных зависимостей показал, что для данного гидравлического контура ТН переход к хладагенту R410A в целом приводит к незначительному снижению энергетической эффективности, несмотря на то, что для R410A $Q_{\text{к}}$ на 20 % выше, чем для R22. По сравнению с R22 на 30 % возрастает давление конденсации и испарения, а температуры $T_{\text{к}}$ и T_0 снижаются в среднем на $1,5 \div 3$ °С. Такое использование данной смеси требует уменьшения геометрических характеристик компрессора. Поэтому простая замена R22 на R410A в действующих установках может быть не эффективна. Для данного хладагента необходимо разрабатывать и создавать всю систему заново.

При реверсировании холодильного цикла кондиционера происходит изменение гидравлического режима работы трубопроводов, а также изменение гидравлического и теплового режима работы испарителя и конденсатора. Поскольку сам гидравлический контур циркуляции хладагента спроектирован для режима охлаждения, то при переходе в режим нагрева существует опасность того, что линия всасывания будет иметь недостаточный диаметр, а соответственно и повышенные потери давления. В линии нагнетания, наоборот, снизится скорость движения пара, а потери давления уменьшатся. Перестройка теплового и гидравлического режимов работы произойдет в испарителе и конденсаторе. В связи с этим нами рассмотрена задача прогнозирования потерь давления ΔP в заданном гидравлическом контуре при реверсировании цикла.

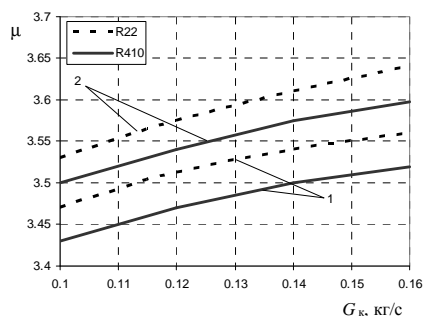


Рисунок 1– Зависимость μ от расхода воздуха через конденсатор G_k при фиксированных $G_{н1} = 0,23$ кг/с, $\phi = 88$ %, $T_{н1} = 7$ °C
1 – $T_{к1} = 20$ °C; 2 – $T_{к1} = 15$ °C

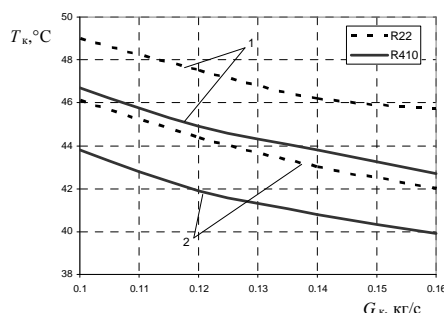


Рисунок 2– Зависимость температуры конденсации хладагента от расхода воздуха через конденсатор G_k при фиксированных $G_{н1} = 0,23$ кг/с, $\phi = 88$ %, $T_{н1} = 7$ °C
1 – $T_{к1} = 20$ °C; 2 – $T_{к1} = 15$ °C

Нижче в табл. 1 представлені результати розрахунку втрат тиску в холодильному контурі автономного кондиціонера при реверсированні циклу. В якості альтернативного робочого речовини розглядався хладагент 134а.

Таблиця 1 – Расчетные характеристики гидравлического контура кондиционера при реверсировании холодильного цикла

Величина	Режим охлаждения	Режим нагрева
T_0 , °C	7,43	-3,51
T_k , °C	51,42	40,4
$\Delta P_{вс}$, кПа	9,94	8,81
$\Delta P_{наг}$, кПа	14,91	5,87
$\Delta P_{жд}$, кПа	1,19	0,17
$\Delta P_{исп}$, кПа	33,74	25,62
$\Delta P_{конд}$, кПа	18,38	14,54
Q_0 , кВт	2,2	1,46
Q_k , кВт	3,0	2,0
$N_{км}$, кВт	0,809	0,532
ϵ	2,73	2,74
μ	3,73	3,74

Выводы

Описанная методика реализована в виде пакета прикладных программ для нескольких рабочих тел. Сопоставление результатов численного моделирования с данными испытаний кондиционеров подтвердило работоспособность методики. Максимальное рассогласование между расчетными и экспериментальными значениями по таким параметрам как T_0 , T_k , Q_0 , Q_k , μ не превышает 7,5 %, что можно признать удовлетворительным для инженерных расчетов. Несмотря на то, что методика разработана применительно к определенному типу ТН основные принципы, положенные в ее основу, а также последовательность

расчета, с небольшими дополнениями могут быть использованы и для других схемных решений ТН.

Литература

1. Доманский П.А. Статус КВО с заменой R22. Известия Санкт-Петербургского государственного университета низкотемпературных и пищевых технологий. – 2008. – №1. – С. 28–36.
2. Волгин Г.И. Расчет бытового кондиционера с тепловым насосом/ Г.И. Волгин, П.Г. Семенов // Холодильная техника. – 1984. – №4. – С. 22–24.
3. Гоголин А.А. Осушение воздуха холодильными машинами – М.: Госторгиздат. –1962. – 103 с.
4. Керимов Н.А. Математическая модель теплового насоса, разработанного на базе кондиционера БК-1500 и алгоритм ее реализации на ЭВМ/ Н.А. Керимов, Г.М. Кулиев, О.М. Эйбатов / Специальное проектно-конструкторское и технологическое бюро бытовых кондиционеров. – Баку. – 1989. – 11с. – Рус. Деп. в Информэлектро 25.10.89 г., № 217 – эт 89.
5. Dubiri A.E. A steady state computer simulation model for air- to – air heat pumps//ASHRAE Transactions. – 1982. – №88. – part 2. – P. 973–987.
6. Ананьев В.А. Системы вентиляции и кондиционирования. Теория и практика. Учебное пособие / В.А. Ананьев, Л.Н. Балуева, А.Д. Гальперин, А.К. Городов, М.Ю. Еремин, С.М. Звягинцева, В.П. Мурашко, И.В. Седых. – М.: Евроклимат, «Арина», 2000.– 416с.
7. Братуга Э.Г. Анализ влияния сопротивления соединительных трубопроводов холодильной машины на ее эффективность / Э.Г. Братуга, В.Г. Шерстюк, Д.Х. Харлампида // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2007. – №1. – С. 16–23.
8. Богословский В.Н. Теплофизика аппаратов утилизации тепла систем отопления, вентиляции и кондиционирования воздуха/ В. Н. Богословский, М.Я. Поз. – М.: Стройиздат. – 1983. – 320 с.
9. Кошкин Н.Н. Холодильные машины / Н.Н. Кошкин, И.А. Сакун, Е.М. Бамбушек и др. Под общ. ред. И. А. Сакуна. – Л.: Машиностроение, 1985. – 510 с.
10. Yan Y.-Y. Evaporation Heat Transfer and Pressure Drop of Refrigerant R-134a in a Small Pipe/Y.-Y. Yan, T.-F. Lin // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 1998.– Vol. 41. – P. 4183–4194.
11. Yan Y.-Y. Condensation Heat Transfer and Pressure Drop of Refrigerant R-134a in a Small Pipe /Y.-Y. Yan, T.-F. Lin // International Journal of Heat and Mass Transfer. –1999. –Vol. 42. – P. 697–708.
12. Ciconkov R. Work characteristics of reciprocating compressor for refrigeration system developed with computer simulation /R. Ciconkov V. Ciconcov// International Congress of Refrigeration, Beijing. 2007. – P. 1–9.
13. Чернявский С.А. Разработка и исследование регулируемого дроссельного устройства. Автореф. дис...канд. техн. наук: 05.04.03/ДГТУ. – Махачкала, 2006. – 16 с.
14. Kim Y.J. Development of Performance-Analysis Program for Vapor-Compression Cycle based on Thermodynamic Analysis/ Y. J. Kim, I. S. Park // Journal of Industrial and Engineering Chemistry. – 2000. – Vol. 6 (6). – P. 385–394.
15. Kim Y.J. Thermodynamic Performance Analysis of Multi-Airconditioning Systems/ Y.J. Kim, I.S. Park, B. Youn, S.H. Kil, B.H. Song, H.H. Kim // Journal of Industrial and Engineering Chemistry. – 2004. – Vol. 10 (2). – P. 220–233.
16. Smith S. J., Shao L. Riffat S. B., Pressure drop of HFC refrigerants inside evaporator and condenser coils as determined by CFD/ S. J. Smith, L. Shao, S. B. Riffat // Applied Energy. – Vol. 70 (2). – 2001. – P. 169–178.

Bibliography (transliterated)

1. Domanskij P.A. Status KVO s zamenoj R22. Izvestija Sankt-Peterburgskogo gosudarstvennogo universiteta nizkotemperaturnyh i pishhevyyh tehnologij. – 2008. – #1. – p. 28–36.
2. Volgin G.I. Raschet bytovogo kondicionera s teplovym nasosom G.I. Volgin, P.G. Semenov Holodil'naja tehnika. – 1984. – #4. – p. 22–24.
3. Gogolin A.A. Osushenie vozduha holodil'nymi mashinami – М.: Gostorgizdat. –1962. – 103 p.
4. Kerimov N.A. Matematicheskaja model' teplovogo nasosa, razrabotannogo na baze kondicionera BK-1500 i algoritm ee realizacii na JeVM/ N.A. Kerimov, G.M. Kuliev, O.M. Jejbatov Special'noe proektno-konstruktorskoe i tehnologicheskoe bjuro bytovyyh kondicionerov. – Baku. – 1989. – 11s. – Rus. Dep. v Inform-elektro 25.10.89 g., # 217 – jet 89.
5. Dubiri A.E. A steady state computer simulation model for air- to – air heat pumps ASHRAE Transactions. – 1982. – #88. – part 2. – P. 973–987.
6. Anan'ev V.A. Sistemy ventiljacii i kondicionirovanija. Teorija i praktika. Uchebnoe posobie V.A. Anan'ev, L.N. Balueva, A.D. Gal'perin, A.K. Gorodov, M.Ju. Eremim, S.M. Zvjaginecva, V.P. Murashko, I.V.

Sedyh. – M.: Evroklimat, «Arina», 2000.– 416p.

7. Bratuta Je.G. Analiz vlijanija soprotivlenija soedinitel'nyh truboprovodov holodil'noj mashiny na ee jeffektivnost' Je.G. Bratuta, V.G. Sherstjuk, D.H. Harlampidi Integrovani tehnologii ta energozberezhennja. – 2007. - #1. – p. 16–23.

8. Bogoslovskij V.N. Teplofizika apparatov utilizacii tepla sistem otoplenija, ventiljacii i kondicionirovanija vozduha V. N. Bogoslovskij, M.Ja. Poz. – M.: Strojizdat. – 1983. – 320 p.

9. Koshkin N.N. Holodil'nye mashiny N.N. Koshkin, I.A. Sakun, E.M. Bambushek i dr. Pod obshh. red. I. A. Sakuna. - L.: Mashinostroenie, 1985. - 510 p.

10. Yan Y.-Y. Evaporation Heat Transfer and Pressure Drop of Refrigerant R-134a in a Small Pipe Y.-Y. Yan, T.-F. Lin International Journal of Heat and Mass Transfer. - 1998.– Vol. 41. - P. 4183–4194.

11. Yan Y.-Y. Condensation Heat Transfer and Pressure Drop of Refrigerant R-134a in a Small Pipe Y.-Y. Yan, T.-F. Lin International Journal of Heat and Mass Transfer. -1999. –Vol. 42. – P. 697–708.

12. Ciconkov R. Work characteristics of reciprocating compressor for refrigeration system developed with computer simulation R. Ciconcov V. Ciconcov International Congress of Refrigeration, Beijing, 2007. – P. 1–9.

13. Chernjavskij S.A. Razrabotka i issledovanie reguliruemogo drossel'nogo ustrojstva. Avtoref. dis...kand. tehn. nauk: 05.04.03 DGTU. - Mahachkala, 2006. - 16 p.

14. Kim Y.J. Development of Performance-Analysis Program for Vapor-Compression Cycle based on Thermodynamic Analysis Y. J. Kim, I. S. Park Journal of Industrial and Engineering Chemistry. - 2000. - Vol. 6 (6). - P. 385–394.

15. Kim Y.J. Thermodynamic Performance Analysis of Multi-Airconditioning Systems Y.J. Kim, I.S. Park, B. Youn, S.H. Kil, B.H. Song, H.H. Kim Journal of Industrial and Engineering Chemistry. - 2004. - Vol. 10 (2). - P. 220–233.

16. Smith S. J., Shao L. Riffat S. B., Pressure drop of HFC refrigerants inside evaporator and condenser coils as determined by CFD S. J. Smith, L. Shao, S. B. Riffat Applied Energy. - Vol. 70 (2). - 2001. - P. 169–178.

УДК 621.564; 621.577

Харлампіді Д.Х., Братута Е.Г., Шерстюк О.В.

РОЗРАХУНОК ХАРАКТЕРИСТИК РЕВЕРСИВНОГО КОНДИЦІОНЕРА-ТЕПЛОВОГО НАСОСА ПРИ ПЕРЕВЕДЕННІ ЙОГО НА АЛЬТЕРНАТИВНІ ХОЛОДОАГЕНТИ

Розроблено методику розрахунку кондиціонера-теплового насоса, що дозволяє визначити його теплові та гідравлічні характеристики при заміні холодоагенту, а також при реверсуванні циклу.

Kharlampidi D.Kh, Bratuta E.G, Sherstyuk A.V.

THE CALCULATION OF REVERSE CYCLE “AIR-TO-AIR” HEAT PUMP CHARACTERISTICS FOR RETROFITTING OF REFRIGERANTS

The method of calculating the air-to-air heat pump to determine its thermal and hydraulic characteristics for retrofitting of refrigerant, as well as for reversing of cycle has been considered.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЧИ И КИПЕНИЯ В ВЫПАРНЫХ АППАРАТАХ СО СТЕКАЮЩЕЙ ПЛЁНКОЙ**Введение**

Хотя поверхностному испарению – кипению в пленке посвящается все большее число работ, механизм процесса и закономерности теплопереноса до настоящего времени изучены недостаточно. Большая часть аналитических решений основана на анализе течения пленки конденсата, впервые разработанном Нуссельтом. На основе этих решений получают уравнения для расчета средней толщины пленки и коэффициентов теплоотдачи или для расчета тепловой нагрузки.

С практической точки зрения наибольший интерес представляет теплоотдача в пленке при интенсивном поверхностном испарении. Теплоперенос происходит от греющей поверхности стенки через пристенный пограничный слой, толщину пленки и газовую поверхность. Основное термическое сопротивление, имеет место в пограничных слоях.

В последнее время развитие выпарной техники определяется тенденциями внедрения в промышленность выпарных аппаратов с греющими элементами, выполненными из листа.

За рубежом такие фирмы, как «Альстрим» (Финляндия), «Розенблад» (США), «Сумитомо» (Япония) для упаривания растворов широко применяют вакуум-выпарные станции с панельными греющими элементами. Фирма «Альфа-Лаваль» (Швеция) выпускает ламельные теплообменники и выпарные аппараты с ламельными греющими камерами.

По патентным данным, как за рубежом, так и у нас в стране ведутся исследовательские работы по созданию аппаратов интенсивного действия, позволяющим производить процесс выпаривания с минимальными затратами теплоносителя (пара) за счет многократности его использования. Особенно много патентов США и Японии на дистилляционные установки, испарители пластинчатого типа. Большинство конструкций работает в пленочном режиме испарения.

Экспериментальные исследования

Большой интерес представляет создание высокоэффективных выпарных аппаратов пленочного типа, в том числе аппаратов с многократным использованием тепла греющего пара. Конструктивно такие аппараты выполняются из соосно размещенных конических теплообменных элементов выполненных из листа. С нижней стороны теплообменного элемента подают греющий пар, а с другой верхней – стекает пленка выпариваемого раствора. Вторичный пар, образовавшийся в результате испарения раствора, обогревает следующий теплообменный элемент, вторичный пар с которого, в свою очередь, обогревает последующий элемент и т.д. Аппараты данного типа позволяют проводить выпаривание в оптимальном температурном режиме и минимальном времени термической обработки, а пленочное кипение раствора при малой толщине пленки раствора и теплообменного элемента обеспечивает высокие коэффициенты теплоотдачи. Противоположное расположение поверхности испарения и конденсации, при малом расстоянии между ними в открытом пространстве, обеспечивает низкие скорости вторичного пара ($\leq 10^{-3}$ м/с) и за счет этого высокую степень его очистки.

На работоспособность теплообменного элемента, выполненного в виде усеченного конуса влияет целый ряд конструктивных и технологических факторов. С точки зрения взаимосвязанной картины гидродинамики и теплообмена можно выделить следующие факторы: уменьшение поперечного сечения теплообменного элемента при движении пара от периферии к центру и увеличение прироста толщины стекающей пленки; уменьшение толщины слоя за счет испарения растворителя; изменение плотности теплового потока от греющего пара к раствору, связанное, прежде всего, с изменением толщины пленки раствора; изменение температуры кипения раствора и изменение его концентрации.

Технические решения, заложенные в конструкции выпарных аппаратов с многократным использованием тепла греющего пара, в едином агрегате не имеют аналогов в отечественной и зарубежной технике.

Целью работы являлось экспериментальное подтверждение работоспособности и эффективности применения выпарных аппаратов пленочного типа, поверхности теплообмена которых выполнены из листа и имеют форму усеченных конусов, что позволит создать выпарные аппараты нового типа.

Задачами работы являлось:

– исследование влияния на теплообмен плотности орошения, полезной разности температур, конструктивных особенностей аппаратов и свойств раствора;

- подтверждение работоспособности конструкции, распределение тепловой нагрузки между стадиями упаривания, получение теплотехнических характеристик;
- создание методики расчета коэффициента теплопередачи данных конструкций теплообменных элементов.

Объектом исследования являлся выпарной аппарат пленочного типа с теплообменным элементом, выполненным в виде усеченного опрокинутого конуса. Эксперименты проводились на трех видах конусов, имеющих угол при вершине: 30, 45, 60 ° одинаковую длину теплообменной части, равную 0,474 м. Поверхности теплообмена соответственно равны 0,64; 0,55; и 0,46 м².

Диаметры оснований конусов равны 0,54 м.

Конструкция аппарата представлена на рис. 1 и 2, схема экспериментальной установки на рис. 3.

С целью анализа влияния перечисленных факторов на работу аппарата была разработана математическая модель работы конического и, как частный случай при $R_0 = \text{const}$ – цилиндрического, а при $R_0 = \text{const}$ и $\varphi = 0$ – плоского теплообменных элементов. Рассматриваемый элемент выполнен в виде вертикальной пластины или усеченного конуса, по внутренней поверхности которых стекает упариваемый раствор, а снаружи происходит обогрев паром.

На распределительное устройство подавали воду, предварительно нагретую до температуры насыщения T_s . Расход исходной воды контролировали ротаметром. Неиспарившуюся воду и конденсат пара собирали в мерные баки. Аппарат обогревали паром, температуру которого измеряли термометром и дополнительно рассчитывали по давлению. Конденсат греющего пара также собирали в мерную емкость.

Эксперименты проводили при изменении расхода в пределах $Q = (7 \div 25) \cdot 10^{-5}$ м³/с и полезной разности температур $\Delta T = T_s - T_a = -5 \dots -25$ К.

Результаты экспериментов использовали для корректировки уравнений модели течения и теплообмена на стекающей и испаряющейся пленки в конфузоре.

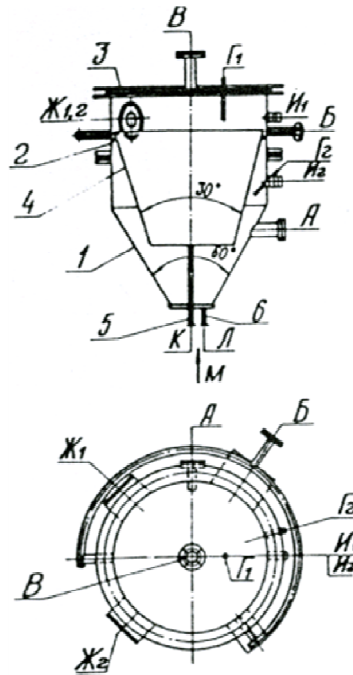


Рисунок 1 – Экспериментальный выпарной аппарат пленочного типа с конусным теплообменным элементом
Угол при вершине конуса 30°: 1 – коническая часть корпуса; 2 – цилиндрическая часть корпуса; 3 – крышка; 4 – теплообменный элемент; 5 – труба для слива упаренного раствора; 6 – труба для слива конденсата греющего пара

Математическая модель

Описывать течение будем в биконических координатах, вершина которых совпадает с вершиной конуса (рис. 4), и определяемых преобразованием [10]

$$\begin{aligned} Z' &= R \cdot \cos \alpha + X \cdot \sin \alpha, \\ y' &= (R \cdot \cos \alpha - X \cdot \sin \alpha) \cdot \sin \varphi = \Omega \cdot \sin \varphi, \\ x' &= (R \cdot \sin \alpha - X \cdot \cos \alpha) \cdot \cos \varphi = \Omega \cdot \cos \varphi. \end{aligned} \quad (1)$$

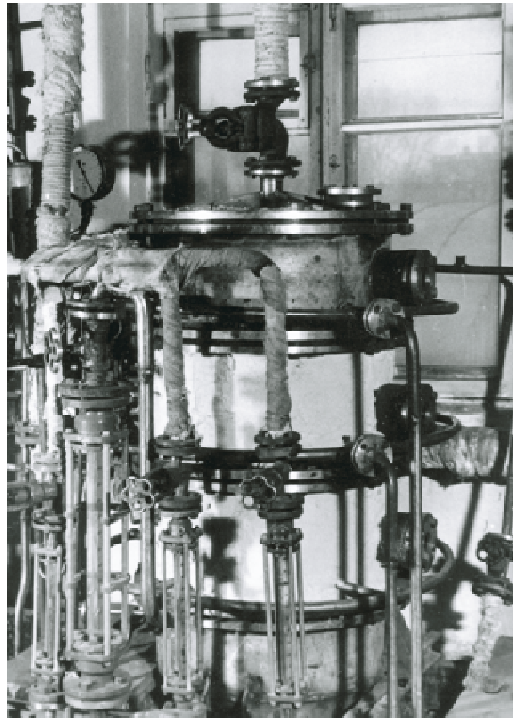


Рисунок 2 – Общий вид экспериментальной выпарной установки

Вычисляя коэффициенты Ляме $H_x = 1$, $H_R = 1$, $H_\varphi = \Omega$ и учитывая, что в пределах изменения ΔT физические свойства воды можно считать постоянными, запишем согласно [11] уравнения движения, неразрывности и теплообмена.

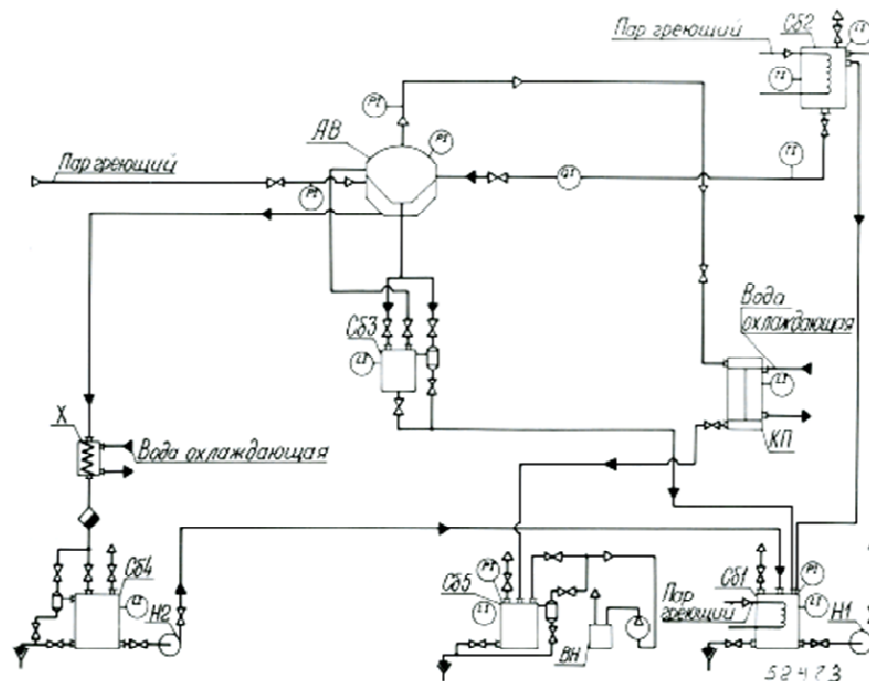


Рисунок 3 – Схема экспериментальной выпарной установки для исследования конусного теплообменного элемента:
 АВ – выпарной аппарат; Сб1 – бак приготовления исходного раствора;
 Сб 2 – бак исходного раствора; Сб 3 – бак сбора упаренного раствора;
 Сб 4 – бак сбора конденсата греющего пара; КП – конденсатор; Х – холодильник;
 Н1, Н2 – насос, НВ – вакуумный насос

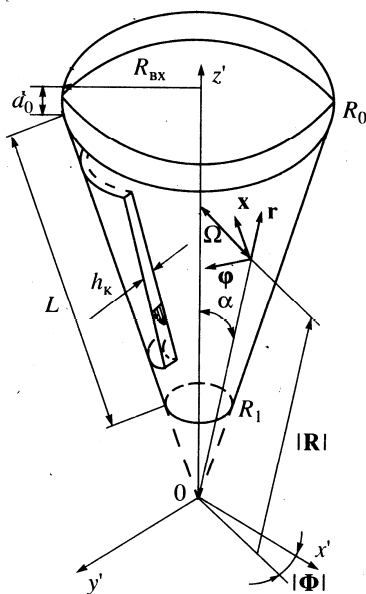


Рисунок 4 – Схема течения пленки жидкости

Уравнение неразрывности для аксиальносимметричного течения имеет вид

$$\frac{\partial}{\partial R} \cdot (\Omega \cdot V_R) + \frac{\partial}{\partial X} \cdot (\Omega \cdot V_X) = 0. \quad (2)$$

Отсюда находим $V_x = \frac{2 \cdot V_R \cdot h}{R}$. Оценку такого же порядка получаем, используя кинематическое условие на свободной границе. Таким образом, можно считать $V_x = 0(V_R)$.

Тогда, используя безразмерные переменные и параметры

$$\xi = \frac{R}{d}; \quad \xi_0 = \frac{R_0}{d}; \quad \chi = \frac{X}{d}; \quad d = 4 \cdot h_0; \quad h_0 = \left[\frac{3 \cdot \mu \cdot Q}{\pi \cdot \rho \cdot g \cdot R_0 \cdot \sin 2\alpha} \right]^{1/3};$$

$$v_\xi = \frac{V_R}{V_0}; \quad v_\chi = \frac{V_X}{V_0}; \quad V_0 = \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot R_0 \cdot h_0 \sin \alpha}; \quad \Theta = \frac{(T - T_a)}{\Delta T}; \quad Re_0 = \frac{\rho \cdot V_0 \cdot d}{\mu};$$

$$Fr = \frac{V_0^2}{g \cdot d}; \quad \delta = \frac{h}{d}; \quad Bi = \frac{K \cdot d}{\lambda_{жс}}; \quad \Delta T = T_S - T_a; \quad Pe = \frac{V_0 \cdot d}{a},$$

запишем уравнения движения и теплообмена в виде

$$Re \left(v_\xi \cdot \frac{\partial v_\xi}{\partial \chi} + v_\chi \cdot \frac{\partial v_\chi}{\partial \chi} \right) = \frac{\partial^2 v_\xi}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{\partial}{\partial \chi} \cdot \left(\sigma \cdot \frac{\partial v_\xi}{\partial \chi} \right) + \frac{\partial}{\partial \xi} \cdot \left(\frac{\sin \alpha}{\sigma} \cdot v_\xi \right) + \frac{Re}{Fr} \cdot \cos \alpha, \quad (3)$$

$$v_\xi \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \xi} + v_\chi \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \chi} = \frac{1}{Pe} \cdot \left[\frac{\partial^2 \Theta}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\sigma} \cdot \frac{\partial}{\partial \chi} \cdot \left(\sigma \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \chi} \right) \right], \quad (4)$$

где $\sigma = \xi \cdot \sin \alpha - \chi \cdot \cos \alpha$.

Оценим члены уравнений (3), (4). Для $Q = (7 \div 25) \cdot 10^{-5} \text{ м}^3/\text{с}$ характерный продольный размер $\Delta \xi = R_o/d \sim 10^3$, поперечный размер $\Delta \chi = \delta_o \sim 0,25$, $Re \approx 10^2 \div 10^3$, $Pe = 200 \div 3000$. Левая часть (3) имеет порядок $\leq V_\xi$. В правой части $\frac{\partial^2 V_\xi}{\partial \xi^2} \sim 10^{-6} V_\xi$, второй член $\sim 20 \cdot V_\xi$, третий член $\sim 10^{-6} \cdot V_\xi$,

$$\frac{Re}{Fr} = \frac{\rho \cdot g \cdot d}{\mu \cdot V_0} = \frac{48}{\cos \alpha}, \quad (5)$$

Левая часть равна $\sim 10^{-3}$, первый член правой части (4) имеет порядок $\sim 10^{-9}$, второй – $\sim 10^{-1}$.

Заметим, что при наличии распределительного переливного устройства на теплообменную часть пленка поступает уже со сформированным профилем скорости, так как в нашем случае $L_H \sim 20 \cdot h \cdot Re \approx 0,05 \text{ м}$.

С учетом полученных оценок уравнения (3), (4) запишем в виде

$$\frac{1}{\sigma} \cdot \frac{\partial}{\partial \chi} \cdot \left(\sigma \cdot \frac{\partial v_\xi}{\partial \chi} \right) + 48 = 0, \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial \chi} \cdot \left(\sigma \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \chi} \right) = 0, \quad (7)$$

граничные условия следующие:

$$v = 0; \quad \frac{\partial \Theta}{\partial \chi} = Bi \cdot \Theta; \quad (8)$$

$$\frac{\partial v}{\partial \chi} = 0; \quad \Theta = 1; \quad \chi = \sigma. \quad (9)$$

Граничное условие третьего рода (8) для Θ выбрано как наиболее близкое приближение к условию сопряжения и позволяющее учесть термическое сопротивление стенки конфузора. Отметим, что зависимость в (6), (7) от продольной координаты ξ не является характеристикой пространственно неустановившегося конвективного теплообмена, а описывает влияние кривизны поверхности теплообмена на распределение скорости и температуры в пленке для каждого сечения по ξ .

Получим решение (6) с условиями (8), (9)

$$v = 24 \cdot \xi \cdot \text{tg} \alpha \cdot \left[\chi \cdot \left(1 - \frac{1}{2} \cdot \frac{\chi}{\xi} \cdot \text{ctg} \alpha \right) + \xi \cdot \text{tg} \alpha \cdot \left(1 - \frac{\delta}{\xi} \cdot \text{ctg} \alpha \right)^2 \cdot \ln \left(1 - \frac{\chi}{\xi} \cdot \text{ctg} \alpha \right) \right]. \quad (10)$$

Поскольку в рассматриваемых здесь случаях течения выполняются соотношения,

$$\left(\frac{\chi}{\xi} \right) \cdot \text{ctg} \alpha \leq \left(\frac{\delta}{\xi} \right) \cdot \text{ctg} \alpha = \left(\frac{h}{R} \right) \cdot \cos \alpha < 1,$$

раскладывая логарифмическую функцию в (10) в ряд Тейлора по малому периметру, и, используя теорему о значимости остатка сходящегося степенного ряда, получим

$$v = 24 \cdot \delta^2 \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{\chi}{\delta} \right)^2 \right] + O \cdot \left[24 \cdot \frac{\chi \cdot \delta^2}{\xi} \cdot \left(\frac{\chi}{\delta} - 1 \right) \right] \approx 24 \cdot \delta^2 \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{\chi}{\delta} \right)^2 \right]. \quad (11)$$

Решение (6) с условиями (8), (9) имеет вид

$$\Theta = \frac{\left[\frac{\operatorname{ctg} \alpha}{\xi} - \operatorname{Bi} \cdot \ln \left(1 - \frac{\chi}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right) \right]}{\left[\frac{\operatorname{ctg} \alpha}{\xi} - \operatorname{Bi} \cdot \ln \left(1 - \frac{\delta}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right) \right]}, \quad (12)$$

или, раскладывая логарифмы в ряд по малому параметру, получим

$$\Theta = \frac{1 + \operatorname{Bi} \cdot \chi}{1 + \operatorname{Bi} \cdot \delta}. \quad (13)$$

При известном распределении Θ можно найти выражение для локального числа Nu , которое определим как производную от безразмерной температуры по поперечной координате. Локальное число будет зависеть от числа Bi вследствие того, что тепловой поток определяется распределением температуры в пленке и термическим сопротивлением стенки конфузора.

$$\operatorname{Nu} = -\lambda \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial X} \right|_{\chi=0} \cdot \frac{d}{\Delta T \cdot \lambda} = \left(\frac{\partial \Theta}{\partial \chi} \right) \Big|_{\chi=0} = \operatorname{Bi} \times Q \Big|_{\chi=0} = \frac{\operatorname{Bi}}{1 + \operatorname{Bi} \times d}, \quad (14)$$

Для определения коэффициента теплопередачи, входящего в выражение для вычисления числа Bi , решим уравнение (7) с граничными условиями первого рода

$$\Theta = \Theta_1; \quad \chi = 0; \quad \Theta = 1; \quad \chi = \delta_k = \frac{h_k}{d}.$$

В результате получим

$$\Theta = \Theta_1 - (\Theta_1 - 1) \cdot \frac{\ln \left(1 - \frac{\chi}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right)}{\ln \left(1 - \frac{\delta_k}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right)} =$$

$$\Theta_1 - (\Theta_1 - 1) \cdot \frac{-\frac{\chi}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha - O \cdot \left[\left(\frac{\chi}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right)^2 \right]}{-\frac{\delta_k}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha - O \cdot \left[\left(\frac{\delta_k}{\xi} \cdot \operatorname{ctg} \alpha \right)^2 \right]} \approx \Theta_1 - (\Theta_1 - 1) \cdot \delta_k,$$

что позволяет для вычисления коэффициента теплопередачи использовать выражение $K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{h_k}{\lambda_k}}$, где

коэффициент α_1 , оцененный по количеству конденсата греющего пара, для конуса с $2\alpha = 60^\circ$ составляет $\sim 1,1 \cdot 10^4$ Вт/(м²·К) и для конуса с $2\alpha = 30, 45^\circ$ равен $\sim (1,8 \div 2,1) \cdot 10^4$ Вт/(м²·К).

Выражение для расчета толщины пленки получим с помощью уравнения неразрывности, записанного для течения пленки в конфузоре с учетом фазового превращения на свободной границе

$$-\Delta H \cdot \rho \cdot \frac{dQ}{dR} = 2 \cdot \pi \cdot \sin \alpha \cdot \lambda \cdot \left. \frac{\partial T}{\partial X} \right|_{\chi=0},$$

или в безразмерном виде

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \cdot \left(\xi \cdot \int_0^\delta v_\xi \cdot d\chi \right) = -\xi \cdot \frac{\operatorname{Ste}}{\operatorname{Pe}} \cdot \left(\frac{\partial \Theta}{\partial \chi} \right) \Big|_{\chi=0}. \quad (15)$$

Подставляя (11) и (13) в (15) и используя замену $l = \xi_0 - \xi$, получим уравнение, определяющее толщину пленки

$$\frac{d\delta}{dl} = \frac{1}{48 \cdot \delta^2} \cdot \frac{Ste}{Pe} \times Nu + \frac{\delta}{3 \cdot (\xi_0 - 1)}, \quad (16)$$

с начальным условием $\delta = 0,25$ при $l = 0 (\xi = \xi_0)$.

Первый член в правой части (16) описывает уменьшение толщины пленки за счет испарения ($Ste < 0$), а второй – увеличение толщины из-за уменьшения смоченного периметра вдоль течения.

Из (16) следует, что характер изменения δ , а следовательно и всего процесса, зависит от безразмерного комплекса $\frac{Ste}{Pe} = \frac{(\lambda \Delta T / d) / \Delta H}{V_0 H}$, т.е. от отношения характерной скорости фазового превращения к начальной массовой скорости жидкости $V_0 \rho$ и величине ξ_0 . Заметим, что комплекс $\frac{Ste \cdot Nu}{Pe} = \frac{\Delta T \cdot \alpha_2}{\Delta H \cdot V_0 \cdot \rho}$

является модифицированным числом Кутателадзе, показывающим отношение локальной скорости фазового перехода к начальной массовой скорости жидкости.

На характер теплообмена оказывает существенное влияние образование поверхностных волн на пленке. Для учета этих эффектов последуем методу Баттеруорта, который для определения локального волнового числа Нуссельта использует корректирующий множитель Зозули [5, 15]

$$Nu_B = Nu \cdot 0,8 \cdot \left(\frac{Re}{4} \right)^{0,11}, \quad (17)$$

Определим локальное число $Re = \frac{\rho \cdot \bar{V} \cdot d}{\mu} = \frac{\rho \cdot V_0 \cdot \bar{v} \cdot 4 \cdot h}{\mu} = 4 \cdot Re_0 \cdot \bar{v} \cdot \delta$, где

$$v = \frac{1}{\delta} \cdot \int_0^\delta v_\xi \cdot d\xi = 16 \cdot \delta^2, \quad (18)$$

тогда

$$Re = 64 \cdot Re_0 \cdot \delta^3. \quad (19)$$

Влияние волнообразования на испарение пленки при разных значениях угла раскрытия конфузора, расхода исходной жидкости и исходной разности температур выясняли, сопоставляя значения удельного паросъема W , полученные с помощью численного интегрирования (16) при числе Нуссельта определяемом выражениями (14) и (17), с экспериментальными данными.

Для того, чтобы найти W , запишем выражение для размерного расхода жидкости в зависимости от ξ

$$Q = 2 \cdot \pi \cdot \xi \cdot d^2 \cdot \sin \alpha \cdot V_0 \cdot \int_0^\delta v_\xi \cdot d\xi = 32 \cdot \pi \cdot \sin \alpha \cdot d^2 \cdot V_0 \cdot \xi \cdot \delta^3, \quad (20)$$

тогда

$$W = \frac{\rho \cdot (Q_0 - Q_1)}{\pi \cdot L \cdot (R_0 - R_1) \cdot \sin \alpha} = \frac{\rho \cdot V_0 \cdot (1 - 64 \cdot \varepsilon_0 \delta_1^3)}{2 \cdot \xi_0 \cdot (1 - \varepsilon_0^2)}, \quad (21)$$

где $\varepsilon_0 = \frac{\xi_1}{\xi_0} = \frac{R_1}{R_0}$.

Сравнение экспериментальных и расчетных значений W показывает удовлетворительное совпадение результатов для $2\alpha = 30, 45^\circ$ и локального числа Nu , вычисленного по (17), как для переменного расхода и $\Delta T = \text{const}$, (рис. 5) так и при изменении ΔT , а $Q = \text{const}$ (рис. 3). В обоих случаях среднеквадратичное отклонение расчетных значений от экспериментальных данных составляет $\sim 7\%$. Если число Nu вычис-

лять по (14), отклонение составляет ~ 50 %. Для $2\alpha = 60^\circ$ удовлетворительное совпадение наблюдается при расчете числа \overline{Nu} по (14) средне-квадратичное отклонение в этом случае ~ 12 %.

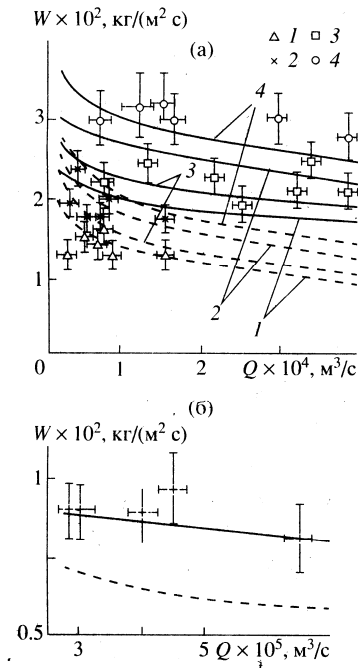


Рисунок 5 – Зависимость удельного паросъема от расхода жидкости

При расчете \overline{Nu} по (17) среднеквадратичное отклонение равно ~ 40 %. Таким образом при увеличении угла раскрытия конфузора влияние волновых процессов на испарение уменьшается, что согласуется с данным [6–8]. Возможно, здесь наблюдаем явление, аналогичное описанному в уменьшению волнового числа Рейнольдса у изотермической пленки, текущей по наклонной плоской поверхности при уменьшении угла наклона плоскости к горизонту $Re_B = \frac{10}{3} \cdot ctg \gamma$. Аналогичный результат получен в [17] для испаряющихся пленок жидкости на наклонной поверхности $Re_B = \frac{ctg \lambda}{\frac{6}{5} + \frac{2}{3} \cdot \beta}$, где β – квадратичная функция

теплового потока. Точки – экспериментальные данные (доверительная область 95 %)

При визуальном наблюдении течения пленки по необогреваемой поверхности конфузоров отчетливо видна развитая волновая поверхность в конфузорах с углом раскрытия $2\alpha < 45^\circ$, чем при $2\alpha = 60^\circ$. Поэтому предполагаем, что влияние волн на теплообмен до $\alpha \leq 25^\circ$ существенно и его следует учитывать; при $\alpha > 25^\circ$ рассчитывать число \overline{Nu} будем по (17).

В качестве примера рассмотрим течение и испарение тонкой пленки воды в конфузорах с углом раскрытия 60 и 45° для $Q = 1,5 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{c}$, что для $2\alpha = 60^\circ$ соответствует $Re = 209,4$; $Bi \approx 6,1$; $\zeta_o = 1405$ и для $2\alpha = 45^\circ$ - $Bi \approx 5,98$; $\zeta_o = 1875$ при различных значениях Ste .

В случае $Ste = 0$ для любых α толщина пленки возрастает вдоль течения согласно

$$\delta = 0,25 \cdot \left(\frac{\xi}{\xi} \right)^{1/3} = 0,25 \cdot \xi^{1/3}, \quad (22)$$

что приводит к уменьшению числа \overline{Nu} (рис. 4), а средняя скорость $v = 16 \cdot \delta^2$ и локальное число Рейнольдса (19) (рис. 5, 6) только увеличиваются вдоль течения. Когда температура греющего пара превышает температуру насыщения $Ste < 0$, испарение пленки приводит к уменьшению локального расхода и замедлению роста δ . При малых абсолютных значениях $|Ste|$ число \overline{Nu} уменьшается вдоль течения, а,

значит снижается и тепловой поток через пленку, и, как следствие, уменьшается локальное отношение потока испарившейся жидкости к потоку жидкости в пленке характеризующее интенсивность испарения (рис. 6).

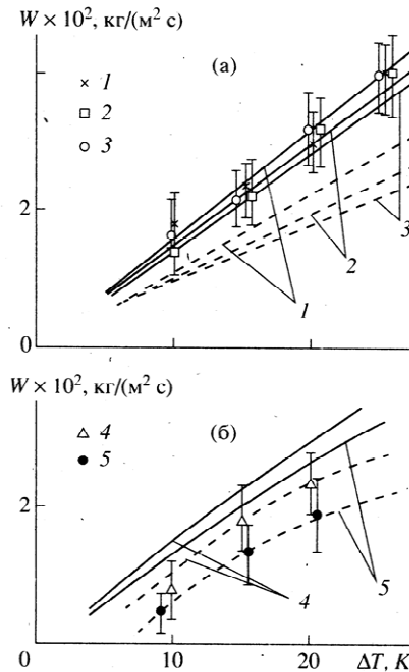


Рисунок 6 – Зависимость удельного паросъема от ΔT при $2\alpha = 45$ (а), 60 (б) град.;
 $Q = 7,0 \cdot 10^{-5}$ (1), $1,2 \cdot 10^{-4}$ (2), $1,5 \cdot 10^{-4}$ (3), $3,3 \cdot 10^{-4}$ (5) $\text{м}^3/\text{с}$

При уменьшении параметра Ste достигается диапазон значений Ste , в пределах которого зависимость $\delta(l)$ немонотонна (рис. 7) вследствие того, что на некотором расстоянии от входа в конфузор увеличение толщины пленки за счет уменьшения смачиваемого периметра начинает преобладать над испарением.

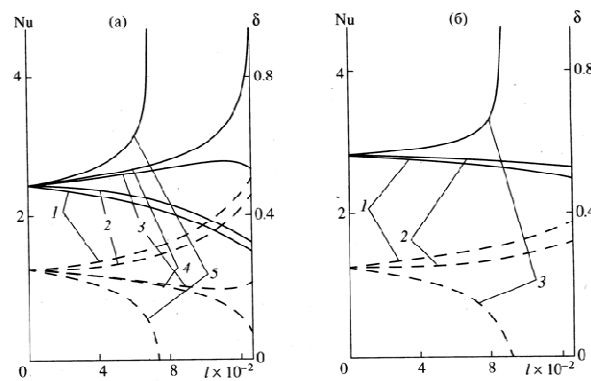


Рисунок 7 – Зависимость числа Nu (сплошные линии) и толщины пленки δ (пунктирные линии) от l при $2\alpha = 60$ (а), 45 (б) град.; $Ste = 0$ (1), $-9,12 \cdot 10^{-3}$ (2), $-2,73 \cdot 10^{-2}$ (3), $2,87 \cdot 10^{-2}$ (5).
 Линии, точки – то же, что на рис. 2,3

$$\frac{q_e}{q_v} = \frac{\left(\frac{-2 \cdot \pi \cdot R \cdot \sin \alpha \cdot \frac{\lambda}{\Delta H} \cdot \frac{dT}{dX} \cdot dR}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot \sin \alpha \cdot dR} \right)}{\frac{\rho \cdot Q}{2 \cdot \pi \cdot R \cdot h \cdot \sin \alpha}} = \frac{Ste \cdot Nu}{16 \cdot Pe \cdot \delta^2} \quad (23)$$

Зависимость $\bar{v}(l)$ и $Re(l)$ также немонотонны, но имеют минимум в области наименьшего значения δ (рис. 8, 9). Зависимость локального числа Nu от l также немонотонна и имеет максимум при наименьшем δ . Аналогичный вид получен для зависимости интенсивности испарения (рис. 9).

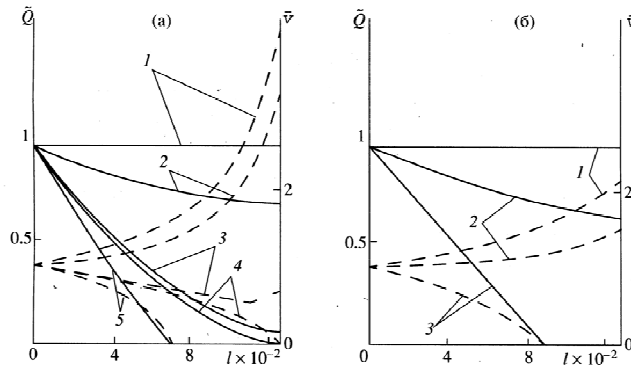


Рисунок 8 – Зависимость $Q = Q/Q_o$ (сплошные линии) и v (пунктирные линии) от l при $2\alpha = 60$ (а), 45 (б) град. Линии 1-5 то же, что на рис. 7

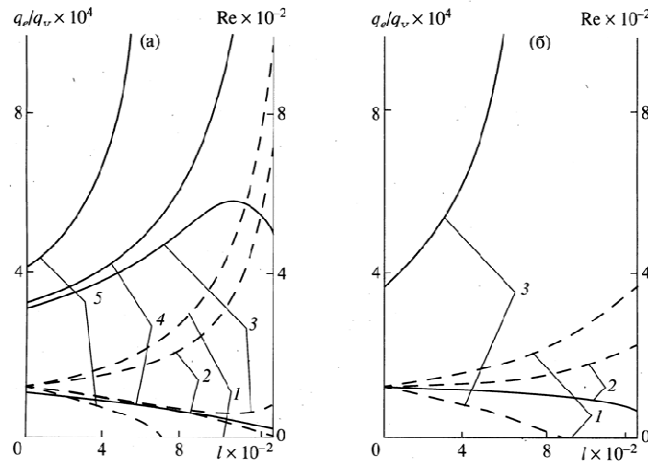


Рисунок 9 – Зависимость q_w/q_w (сплошные линии) и числа Re (пунктирные линии) от l при $2\alpha = 60$ (а), 45 (б) град. Линии 1-5 то же, что на рис. 7

При дальнейшем снижении Ste уменьшение толщины пленки за счет испарения уже не будет компенсироваться уменьшением смачиваемого периметра и, начиная с некоторого значения Ste , пленка должна полностью испариться (рис. 7). В тех случаях, когда длина пути испарения находилась в пределах поверхности конуса, экспериментально наблюдали появление устойчивых сухих пятен или полное высыхание пленки. Следует отметить, что рассматриваемая модель не учитывает всей глубины процессов разрыва сплошности и высыхания текущей пленки жидкости [18].

Скорость во всех рассматриваемых случаях имеет параболическое распределение по χ (14) и ее максимальное значение определяется толщиной пленки (рис. 10) $v_{max} = 1,5 \cdot \bar{v} = 24 \cdot \delta^2$.

В конфузоре с углом раскрытия $2\alpha = 45^\circ$ толщина пленки начинает уменьшаться при меньших значениях $|Ste|$, и высыхает пленка при меньших $|Ste|$ (рис. 4), что связано как с большей интенсивностью теплообмена за счет волнообразования, так и с большей поверхностью нагревания.

При расчете теплообменного оборудования, как правило, используют среднее число Нуссельта, которое в данном случае определяется следующим образом:

$$\bar{Nu} = \frac{2 \cdot \pi \cdot \sin \alpha \int_{\xi_1}^{\xi_0} Nu \cdot \xi \cdot d\xi}{\pi \cdot (\xi_0 - \xi_1) \cdot (\xi_0 + \xi_1) \cdot \sin \alpha} = \frac{2}{\xi_0^2 - \xi_1^2} \cdot \int_{\xi_1}^{\xi_0} Nu \cdot \xi \cdot d\xi. \quad (24)$$

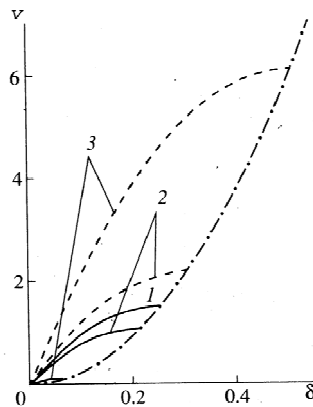


Рисунок 10 – Распределение v по толщине пленки при $2\alpha = 60^\circ$; $\xi = 0(1), 600(2), 1233(3)$; $Ste = 0$ (пунктирная линия), $-2,87 \cdot 10^{-2}$ (сплошная линия); $v_{max} = 24 \cdot \delta_o^2$ (штрихпунктирная линия)

Если течение происходит без испарения в условиях стабилизированного теплообмена, тогда из (22) и (24) получим

$$Nu_T = \frac{Bi}{1 + 0,25 \times Bi^{\frac{1}{3}}}. \quad (25)$$

При теплообмене без испарения из (24) и (25) имеем

$$\begin{aligned} \bar{Nu}_T = \frac{Bi}{1 - \varepsilon_0^2} \cdot \left[1 - \varepsilon_0^2 - \frac{3}{10} \cdot Bi \cdot \left(1 - \varepsilon_0^{5/3} \right) + \frac{3}{32} \cdot Bi^2 \cdot \left(1 - \varepsilon_0^{4/3} \right) - \frac{1}{32} \cdot Bi^3 \cdot (1 - \varepsilon_0) + \frac{3}{256} \cdot Bi^4 \cdot \left(1 - \varepsilon_0^{2/3} \right) - \right. \\ \left. - \frac{3}{512} \cdot Bi^5 \cdot \left(1 - \varepsilon_0^{1/3} \right) + \frac{3}{2048} \cdot Bi^6 \cdot \ln \frac{Bi + 4}{Bi + 4 \cdot \varepsilon_0^{1/3}} \right]. \quad (26) \end{aligned}$$

Для того, чтобы получить расчетную зависимость для \bar{Nu} при испарении, перепишем (15) в виде

$$\frac{d\delta}{d\varepsilon} = \frac{1}{48 \cdot \delta^2} \cdot \xi_0 \cdot \frac{Ste}{Pe} \cdot Nu - \frac{1}{3 \cdot \varepsilon}, \quad (27)$$

где ε изменяется от 1 до ε_0 .

Как видно из выражений (14), (24), (27), значение среднего по поверхности числа Нуссельта \bar{Nu} определяется параметрами $S = \left| \frac{\xi_0 \cdot Ste}{Pe} \right|$, Bi и, как показано ранее, углом α .

Для определения этой зависимости проведены численные эксперименты с помощью предложенной модели, по результатам которых построены регрессионные зависимости \bar{Nu} для угла раскрытия конфюзора $10 < 2 \cdot \alpha < 45$

$$\bar{Nu} = 0,8 \cdot (3,5 - \varepsilon_0) \cdot S^{0,02} \cdot Bi^{0,24} \quad (28)$$

со среднеквадратичным отклонением от эксперимента 12 % для условий, удовлетворяющим полученным выше оценкам. Относительную длину пути испарения в этом случае можно оценить по зависимости

$$\varepsilon_v = 1 - 0,29 \cdot (0,93 - S + 0,32 \cdot S^2 - 0,032 \cdot S^3) \cdot Bi^{-0,047} \quad (29)$$

с точностью до 20 %.

Для конфузора $45 < 2 \cdot \alpha < 100$ имеем

$$\bar{Nu} = 3,51 \cdot \left[\varepsilon_0 - 0,1536 + 0,83 \cdot (1 - \varepsilon_0)^2 \right] \cdot S^{0,05} \cdot Bi^{0,115}, \quad (30)$$

с точностью до 14 %.

Относительная длина пути испарения равна

$$\varepsilon_v = 1 - 1,4 \cdot (0,48 - S + 0,68 \cdot S^2 - 0,1 \cdot S^3) \cdot Bi^{-0,02}, \quad (31)$$

с точностью до 20%.

Получены также регрессионные зависимости для широкого диапазона углов раскрытия конфузора $10 < 2 \cdot \alpha < 100$

$$\bar{Nu} = 2,51 \cdot \left[\varepsilon_0 - 0,056 + 3 \cdot (1 - \varepsilon_0)^2 - 2,41 \cdot (1 - \varepsilon_0)^3 \right] \cdot S^{0,024} \cdot Bi^{0,224} \cdot (\cos \alpha)^{0,383} \quad (32)$$

со среднеквадратичным относительным отклонением 16 % и для относительной длины пути испарения

$$\varepsilon_v = 1 - 1,35 \cdot (0,48 - S + 0,8 \cdot S^2 - 0,23 \cdot S^3 + 0,02 \cdot S^4) \cdot Bi^{-0,0432}, \quad (33)$$

с точностью до 25 %.

Выражения для \bar{Nu} справедливы в пределах изменения параметров $0,01 < S < 0,6$, $1 \leq Bi \leq 120$; для ε_v – $0,1 \leq S \leq 5$, $1 \leq Bi \leq 120$. Выражения для расчета \bar{Nu} можно использовать только в тех случаях, когда $\varepsilon_v < \varepsilon_0$.

Заключение

Для изучения течения и испарения жидкости в конфузоре проведена серия экспериментов и создана математическая модель процесса. Эксперименты проведены на конфузорах, выполненных из стальных листов с различными углами раскрытия, для разных расходов жидкости и разных температурных напоров. Для моделирования процесса, в уравнениях движения и теплообмена, записанных в биконических координатах, сделаны оценки членов в уравнениях, что позволило упростить их и проинтегрировать. В результате получены распределения температуры и скорости в пленке. Дифференциальное уравнение для распределения толщины пленки вдоль конфузора получено из условия баланса жидкости и условия Стефана на границе. Влияние волнообразования на испарение учитывалось с помощью корректирующего множителя Зозули. Сравнение с экспериментом показали, что влияние волн на испарение существенно только до угла раскрытия 50° , а для больших углов им можно пренебречь. Получены расчетные выражения среднего по поверхности конфузора числа Нуссельта и длины пути испарения от параметров задачи, расчет по которым дает хорошее согласие с экспериментом.

Принятые обозначения

a – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; c – удельная теплоемкость, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; d – эквивалентный диаметр, м; g – ускорение свободного падения, $\text{м}^2/\text{с}$; h – толщина пленки, м; h_k – толщина стенки конфузора, м; ΔH – теплота фазового перехода, $\text{Дж}/\text{кг}$; K – коэффициент теплопередачи, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; L_n – длина начального гидродинамического участка, м; Q – расход жидкости, $\text{м}^3/\text{с}$; $Q = Q/Q_0 = 16 \cdot (1 - 1/\xi_0) (\delta^3/\delta_0)$; q_e – расход испарившейся жидкости, $\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$; q_v – расход жидкости в пленке, $\text{кг}/\text{м}^2 \cdot \text{с}$; T – температура, К; V – скорость, м/с; W – удельный паросъем, $\text{кг}/(\text{м}^2 \cdot \text{с})$; $x^y z^z$ – декартова система координат, м; 2α – угол раскрытия конфузора, рад; a_1, a_2 – коэффициенты теплоотдачи, $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$; $\varepsilon = \xi/\xi_0$; ε_v – относительная длина пути испарения; γ – угол наклона плоскости к горизонту, рад; λ – коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$; μ – динамический коэффициент вязкости, Па·с; ρ – плотность, $\text{кг}/\text{м}^3$; φ – азимутальная координата в биконической системе координат, рад; $Bi = \frac{K \cdot d}{\lambda_{жк}}$ – число Био; $Fr = \frac{V_0^2}{g \cdot d}$ – число Фруда;

$Nu = \left(\frac{\Theta}{\chi} \Big|_{\chi=0} \right)$ – число Нуссельта; $Pe = \frac{V_0 \cdot d}{a}$ – число Пекле; $Ste = \frac{c \cdot \Delta T}{\Delta H}$ – число Стефана.

Индексы

O – вход в конфузор; I – выход из конфузора; a – окружающая среда; v – волновое течение пленки; $ж$ – жидкость; $к$ – конфузор; m – течение; (R, X, φ) , (ξ, χ, φ) – биоконическая система координат.

Литература

1. Перцев Л.П., Данилов Ю.Б., Лисиченко С.Б., Кравцов В.В. Расчёт оптимального теплового и гидродинамического режимов работы выпарных аппаратов плёночного типа с многократным использованием тепла// Хим. Пром-сть. 1990. №8. С. 29.
2. Кутателадзе С.С. Основы теории теплообмена// М.: Атомиздат. 1979. С. 416.
3. Воронцов Е.Г., Тананайко Ю.М. Теплообмен в жидкостных плёнках// Киев. Техника. 1972. С. 196.
4. Гимбутис Г. Теплообмен в гравитационном течении плёнки жидкости// Вильнус. Моксла, 1988. С. 232.
5. Чжунь К.Р., Себан Р.А. Теплоотдача к испаряющимся жидким плёнкам Теплопередача. 1971.Т.93.№4.С. 71.
6. Те А.М., Сень Л.И. Пленочное течение жидкости по конфузорной поверхности// Изв. СО АН СССР.1983.Т.3.№1 С. 37.
7. Сень Л.И., Те А.М., Цвелодуб О.Ю. Модель плёночного течения по конфузорной поверхности// Журн. Прикл. механика в техн. физике. 1983.№3. С. 49.
8. Алексеенко С.В., Накоряков В.Е., Покусаев Б.Г. Волновое течение плёнок жидкости. Новосибирск: Наука, 1992. С. 256.
9. Хиришбург Р.И., Флоршутс Л.В. Ламинарное течение волнообразной плёнки. Часть 2. Конденсация и испарение// Теплопередача. 1982. Т.104. №3. С. 50.
10. Гольдин А.М., Карамзин В.А. Гидродинамические основы процессов тонкослойного сепарирования// М.:Агропромиздат, 1985. С. 264.
11. Кочин Н.Е., Кибель И.А., Розе Н.В. Теоретическая гидродинамика. Ч.2.М.-Л.: Гостехиздат. 1948. С. 612.
12. Cerro R.L., Whitaker S. Entrance region flows with a free surface: the falling liquid film// Chem. Eng. Sci. 1971. V.26. No. 6. p.785.
13. Олвер Ф. Введение в асимптотические методы и специальные функции//М.: Наука, 1978. С. 376.
14. Кутателадзе С.С., Стырикович М.А. Гидравлика газожидкостных систем// М.-Л.: Госэнергоиздат, 1958. С. 232.
15. Баттеруорт Д. Плёночная конденсация чистого пара. Справочник по теплообменникам Т.1// Под ред. Б.С. Петухова, В.К. Шикова. М.: Энергоиздат, 1987. С. 340.

Bibliography (transliterated)

1. Percev L.P., Danilov Ju.B., Lisichenko S.B., Kravcov V.V. Raschjot optimal'nogo teplovogo i gidrodinamicheskogo rezhimov raboty vyparnyh apparatov pljonochnogo tipa s mnogokratnym ispol'zovaniem tepla Him. Prom-st'. 1990. #8. p. 29.
2. Kutateladze S.S. Osnovy teorii teploobmena M.. Atomizdat. 1979. p. 416.
3. Voroncov E.G., Tananajko Ju.M. Teploobmen v zhidkostnyh pljonkah Kiev. Tehnika. 1972. p. 196.
4. Gimbutis G. Teploobmen v gravitacionnom techenii pljonki zhidkosti Vil'nus. Moksla, 1988. p. 232.
5. Chzhun' K.R., Seban R.A. Teplootdacha k isparjajushhimsja zhidkim pljonkam Teploperedacha. 1971.T.93.#4.p. 71.
6. Te A.M., Sen' L.I. Plenochnoe techenie zhidkosti po konfuzornoj poverhnosti Izv. SO AN SSSR.1983.T.3.#1 p. 37.
7. Sen' L.I., Te A.M., Cvelodub O.Ju. Model' pljonochnogo techenija po konfuzornoj poverhnosti Zhurn. Prikl. mehanika v tehn. fizike. 1983.#3. p. 49.
8. Alekseenko S.V., Nakorjakov V.E., Pokusaev B.G. Volnovoe techenie pljonok zhidkosti. Novosibirsk: Nauka, 1992. p. 256.
9. Hirishburg R.I., Florshuts L.V. Laminarnoe techenie volnoobraznoj pljonki. Chast' 2. Kondensacija i isparenie Teploperedacha. 1982. T.104. #3. p. 50.
10. Gol'din A.M., Karamzin V.A. Gidrodinamicheskie osnovy processov tonkoslojnogo separirovanija M.:Agropromizdat, 1985. p. 264.
11. Kochin N.E., Kibel' I.A., Roze N.V. Teoreticheskaja gidrodinamika. Ch.2.M.-L.: Gostehizdat. 1948. p. 612.

12. Cerro R.L., Whitaker S. Entrance region flows with a free surface: the falling liquid film Chem. Eng. Sci. 1971. V.26. No. 6. p.785.
13. Olver F. Vvedenie v asimpticheskie metody i special'nye funkcii M.: Nauka, 1978. p. 376.
14. Kutateladze S.S., Styrikovich M.A. Gidravlika gazozhidkostnyh sistem M.-L.: Gosjenergoizdat, 1958. p. 232.
15. Batteruort D. Pljonochnaja kondensacija chistogo para. Spravochnik po teploobmennikam T.1 Pod red. B.S. Petuhova, V.K. Shikova. M.: Jenergoizdat, 1987. p. 340.

УДК 696.41

Данилов Ю.Б., Ульєв Л.М.

**ТЕОРЕТИЧНІ І ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЧІ ТА КИПІННЯ
У ВИПАРНИХ АПАРАТАХ ІЗ СТИКАЮЧОЮ ПЛІВКОЮ**

Побудована математична модель течії і випаровування тонкої плівки рідини в круглому конфузори. Модель відкоректована за допомогою експериментів, проведених на конічних випарниках із різними кутами розчину. Дослідження моделі дозволяє одержати розподіли товщини плівки, швидкості, температури, локального числа Нуссельта і інших величин, що характеризує течію і випаровування плівки. За допомогою статистичної обробки чисельних експериментів побудовані регресійні залежності середнього по поверхні конфузора числа і відносної довжини шляху випаровування від параметрів задачі.

Danilov Yu.B., Ulyev L.M

**THEORETICAL AND EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS HEAT TRANSFER
AND EVAPORATION IN VAPORIZERS WITH FLOW FILM**

The mathematical model for that transfer with liquid film evaporation in the circle confuser was created in the paper. It was shown that the created model fit to experimental data. The equations for calculate of liquid film thickness, velocity, temperature, local and average Nusselt number.

УДК 661.152

Дудка С.В., Тошинский В.И., Клименко Р.Н.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПУЛЬПООБРАЗОВАНИЯ В ТЕХНОЛОГИИ
ГРАНУЛИРОВАНИЯ ФОСФОРСОДЕРЖАЩИХ УДОБРЕНИЙ
МАРКИ «СУПЕРАГРО N:P 10:40»**

В настоящее время в Украине производство и применение фосфорсодержащих минеральных удобрений значительно сократилось из-за высокой себестоимости и недостаточно высокой агрохимической эффективности.

В связи с этим на ПАО «Сумыхимпром» разработана рецептура нового высокоэффективного комплексного удобрения Суперагро N:P 10:40 с содержанием 40 % P₂O₅, 10 % азота и 5 % серы [1].

Широкомасштабный выпуск удобрений этой марки сдерживается существующим аппаратно-технологическим оформлением производства, которое не позволяет добиться однородного гранулометрического состава продукта и приводит к увеличению соотношения ретур-продукт более чем в 2 раза и дополнительным энергозатратам.

Известно, что процесс получения гранулированных фосфорсодержащих удобрений происходит двухстадийно: на первой получается пульпа, а на второй грануляция и сушка продукта.

В данной статье приводятся данные по определению технологических особенностей процесса образования пульпы, содержащей кристаллы сульфата кальция, как основных центров гранулообразования, оптимальных размеров. В статье [2] установлены оптимальные значения технологических параметров процесса пульпообразования в технологии фосфорсодержащих удобрений марки суперагро N:P 10:40. Однако авторами не были рассмотрены вопросы получения пульпы, содержащие кристаллы сульфата кальция оптимальных размеров с точки зрения дальнейшего гранулирования.

В качестве фосфатного сырья был использован сирийский фосфорит. Разлагался фосфорит, в соответствии с рекомендациями [2], 27 % фосфорной кислотой и 93 % серной кислотой с соотношением в пульпе P₂O₅/SO₃ = 2,9–3,3 CaO/SO₃ = 0,6–0,76, где SO₃ определялась как общее содержание сульфатов в пульпе. Для проведения экспериментов использована промышленная установка получения гранулированного суперфосфата» на ПАО «Сумыхимпром» рис. 1.

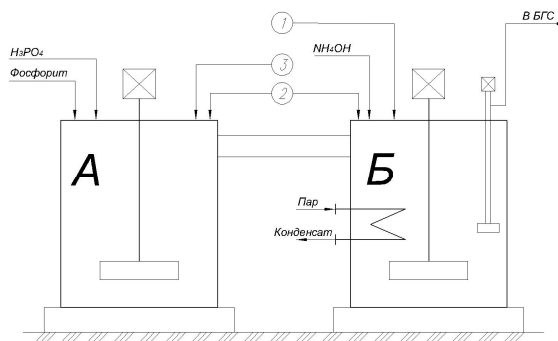


Рисунок 1 – Схема получения пульпы сложного минерального удобрения Суперагро N:P 10:40

Варианты подачи серной кислоты:

- 1 – в реактор Б;
- 2 – в реактор А и Б в соотношении 1:1;
- 3 – подача серной кислоты в реактор А.

Были рассмотрены три варианта подачи серной кислоты в реактора. Анализ пульпы, полученной по первому варианту, показал, что кристаллы сульфата кальция имеют форму незакономерно сросшихся кристаллов или крупных призматических формы рис. 2 с эквивалентным диаметром 0,24 мм.

Такая форма кристаллов связана с реакциями, которые протекают в аппаратах и доминирующей формой SO₃. В этом варианте происходит фосфорокислотное разложение фосфорита в реакторе А, что можно описать уравнением для основной минералогической фракции:



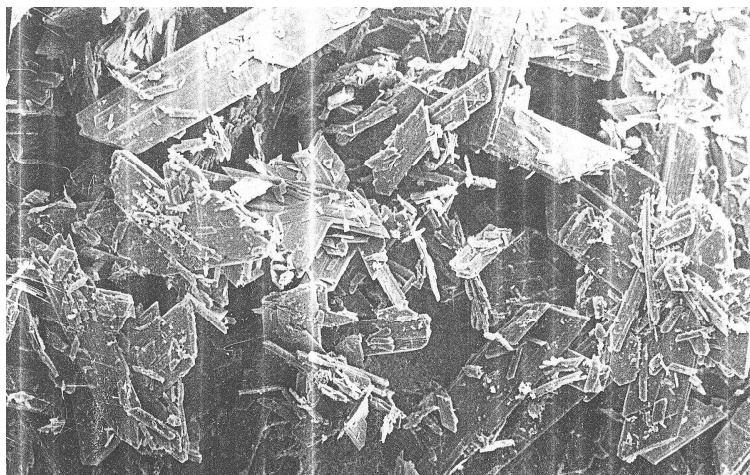


Рисунок 2 – Форма кристаллов сульфата кальция при введении серной кислоты в реактор Б

Далее в реакторе Б в сернокислотной среде монокальцийфосфат разлагается

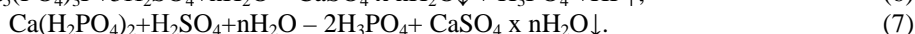
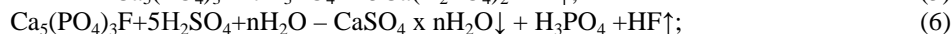
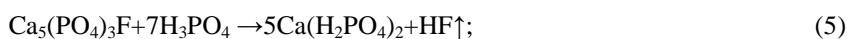


Свободная фосфорная и остаток серной кислот нейтрализуются по реакциям:



Как видно, что SO_3 триоксид серы находится преимущественно в жидкой фазе в виде сульфата аммония $(\text{NH}_4)_2\text{SO}_4$. Согласно данным автора [3] по мере уменьшения концентрации Ca^{2+} и увеличения концентрации SO_3 в жидкой фазе кристаллы гипса растут, что и наблюдаем в данном варианте подачи серной кислоты.

На следующем этапе исследований серную кислоту вводили как в первый, так и во второй реактор в равных количествах. Согласно этого варианта реализуется сульфатно-фосфоркислотное разложение фосфорита в реакторе А, что можно описать уравнениями



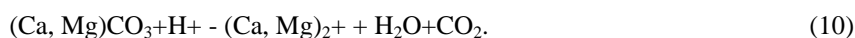
В реакторе Б



При этом варианте подачи серной кислоты количество SO_3 в жидкой фазе уменьшилось т.к увеличивается количество SO_3 в твердой фазе в виде сульфата кальция $\text{CaSO}_4 \cdot x\text{nH}_2\text{O} \downarrow$ по реакциям 6, 7. Форма кристаллов и их фракционный состав приведены на рис. 3. Как видно по этому варианту получают более мелкие кристаллы с небольшим количеством агломератов при этом эквивалентный диаметр кристаллов равнялся 0,22 мм.

Далее был реализован третий вариант введения серной кислоты в полном объеме в реактор А.

В реакторе А протекает полное сульфатно-фосфоркислотное разложение по реакциям 5–7. Содержащиеся в фосфорите карбонаты кальция и магния будут разлагаться серной или фосфорными кислотами



После проведения процесса разложения, пульпа подвергается аммонизации, при этом система нейтрализуется до полного отсутствия свободной кислотности по реакциям 8–9. В этом варианте подачи серной кислоты доминирующей формой SO_3 становится твердая в виде сульфата кальция и лишь непро-

реагировавшая H_2SO_4 из реактора А перейдет в Б где нейтрализуется аммиаком. Форма кристаллов гипса и их фракционный состав представлены на рис. 4. Как видно, по этому варианту кристаллы получают практически одинаковой формы и размера с эквивалентным диаметром 0,15 мм. На следующем этапе исследования проводились эксперименты по определению зависимости размеров и форм кристаллов на диаметр гранул.

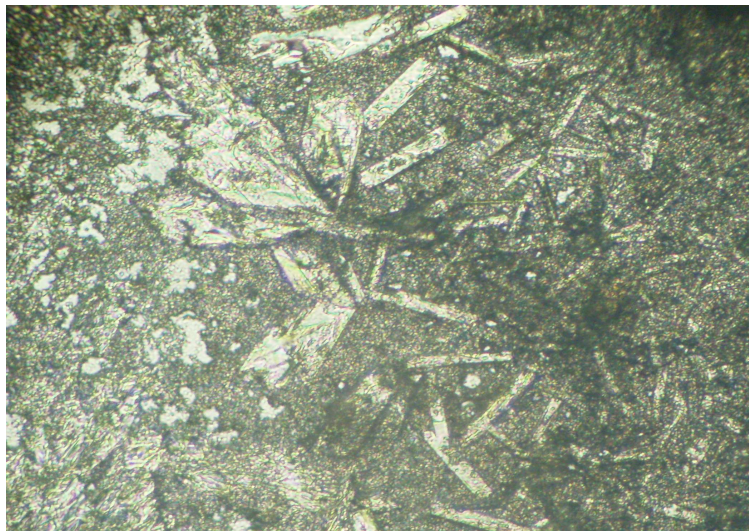


Рисунок 3 – Форма кристаллов сульфата кальция при введении серной кислоты в реактор А и Б в соотношении 50:50

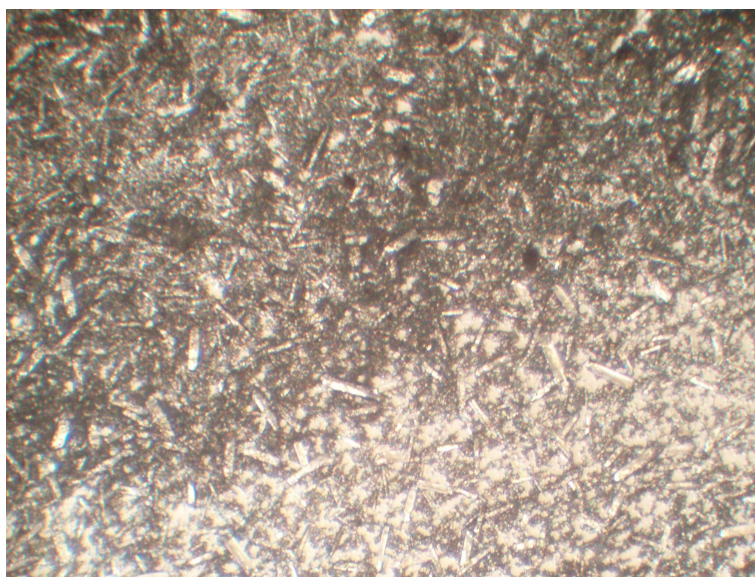


Рисунок 4. Форма кристаллов сульфата кальция при введении серной кислоты только в реактор А

Пульпа, полученная по всем вышеуказанным вариантам подачи серной кислоты в процесс пульпообразования, подверглась сушке и гранулированию в аппарате БГС при стандартных значения температуры на выходе из аппарата 95С, давления распыла 0,35 МПа, разрежение 0,05кПа.

В табл. 1 приведены основные характеристики пульпы и готового продукта, полученных при различных кислотных режимах.

Как видно из табл. 1 при всех вариантах распределения серной кислоты химический состав готового продукта удовлетворяет условия ТУ 24.1-05766356-045-2002 «Удобрение сложное минеральное Супер-агро» [4], но в третьем случае гранулометрический состав имеет наилучший выход товарной фракции, причем в двух других наблюдается укрупнение продукта и практическое отсутствие фракции <1 мм.

Таблица 1 – Химический состав пульпы и готового продукта полученные при различных вариантах ввода серной кислоты

Основные характеристики	Вариант 1	Вариант 2	Вариант 3
Температура, С	86	87	88
Плотность пульпы, г/см ³	1,28	1,3	1,35
Влажность пульпы, %	51	50	49
pH пульпы	3,2	3,9	4,1
Массовая доля СаО, %	5,0	5,3	5,5
Массовая доля Р ₂ О ₅ , %	24	24	24
Массовая доля SO ₃ (Ф), %	3,28	3,08	2,88
Соотношение Р ₂ О ₅ / SO ₃ (Ф)	7,3	7,8	8,6
Соотношение СаО / SO ₃ (Ф)	1,52	1,72	1,91
Эквивалентный диаметр кристалла, мм	0,24	0,22	0,15
Готовый продукт (до классификации)			
Массовая доля N, %	11,5	10,2	9,4
Массовая доля Р ₂ О ₅ , %	38,9	41,09	42,6
Массовая доля S, %	6	5,38	5,0
Массовая доля Н ₂ О, %	0,85	0,85	0,85
Массовая доля гранул <1мм	1	1	1
Массовая доля гранул 1-4мм	54	63	70
Массовая доля гранул >4мм	45	36	29
Диаметр эквивалентный, мм	3,37	3,21	3,1

Как видно из табл. 1 при всех вариантах распределения серной кислоты химический состав готового продукта удовлетворяет условия ТУ 24.1-05766356-045-2002 «Удобрение сложное минеральное Супер-агро» [4], но в третьем случае гранулометрический состав имеет наилучший выход товарной фракции, причем в двух других наблюдается укрупнение продукта и практическое отсутствие фракции <1 мм.

На основании полученных данных была построен график зависимости эквивалентного диаметра гранул от эквивалентного диаметра кристалла гипса см. рис. 5

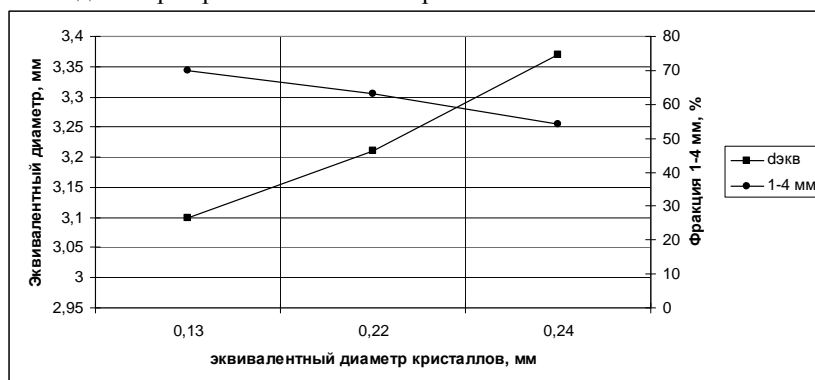


Рисунок 5 – Зависимость эквивалентного диаметра гранул от эквивалентного диаметра кристаллов

Из графика видно, что с увеличением диаметра кристалла растет диаметр гранул и снижается количество товарной фракции 1–4 мм. Объясняется это дроблением в аппарате БГС как механическим, так и тепловом [5]. В последнем случае частицы размером, более определенного, циркулируя между зоной активного теплообмена и основным объемом слоя, имеющего значительно более низкую температуру, не успевают прогреться на всю толщину. В результате возникают термические напряжения, способные расколоть частицу, как правило, на две части. Согласно расчета по методике [6] минимальный диаметр частиц который не может расколоться равняется 0,052 мм.

Как видно из рис. 2, 3, 4 размер кристаллов в первом и втором случае гораздо крупнее, а их количество меньше, чем в третьем варианте подачи серной кислоты. Это дает возможность предположить, что при температурном дроблении в третьем случае будет образовываться большее количество центров гранулообразования. Это предположение подтверждается гранулометрическим составом на выходе из БГС см. табл. 1, готовый продукт стал мельче по сравнению с первым и вторым вариантом.

Из вышесказанного следует, что регулирование SO_3 в жидкой и в твердой фазе возможно способом подачи серной кислоты по реакторам, а параметрами, характеризующими наличие SO_3 являются соотношения $\text{P}_2\text{O}_5/\text{SO}_3$, и CaO/SO_3 . Графически эти зависимости представлены на рис. 6 и рис. 7.

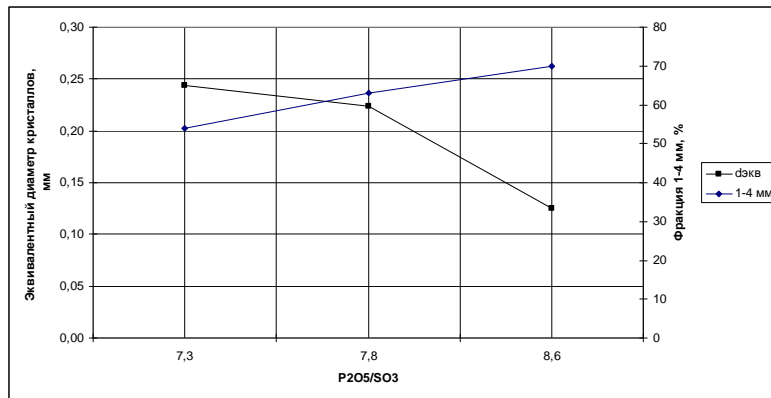


Рисунок 6 – Зависимость эквивалентного диаметра кристалла и фракционного состава гранул от соотношения $\text{P}_2\text{O}_5/\text{SO}_3$ в пульпе

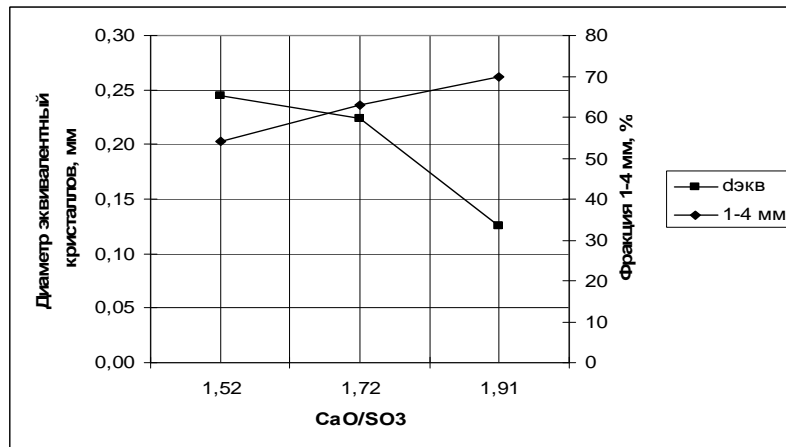


Рисунок 7 Зависимость эквивалентного диаметра кристалла и фракционного состава гранул от соотношения CaO/SO_3 в пульпе

На последнем этапе исследований проводились эксперименты по исследованию влияния влажности пульпы на диаметр получаемых гранул. Один из основных путей роста гранул – агломерация и срастание частиц между собой [5]. Агломерация возможна при достаточно больших силах сцепления между частицами в момент их столкновения. Источником таких сил является жидкая фаза, избыток которой приводит к слипанию частиц т.к. силы поверхностного натяжения оказываются больше сил, обеспечивающих взаимное движения частиц.

Проанализировав гранулометрический состав, полученный по третьему варианту подачи серной кислоты, можно сказать, что при влажности пульпы 49 % силы сцепления между частицами довольно большие, так как на выходе из аппарата БГС фракция менее 1 мм практически отсутствует, в то время, как фракция более 4 мм составляет 29 % т.е. наблюдается процесс агломерации. Поэтому, с целью уменьшения сил сцепления между частицами в ходе эксперимента пульпа подверглась принудительному выпариванию. В связи с вышесказанным дальнейшее исследование проводилось с целью установления влияния влажности пульпы (в более широком диапазоне изменения ее значений) на эквивалентный диаметр. С этой целью в реактор Б был встроено теплообменник, в который подавался пар с температурой $143\text{ }^\circ\text{C}$ и давлением 4 кгс/см^2 . Температура пульпы изменялась в диапазоне $88\text{--}100\text{ }^\circ\text{C}$. Эта зависимость представлена на рис. 8. Как видно, с увеличением температуры С влажность пульпы уменьшается с 49 до 43 % за счет интенсивного испарения влаги.

С повышением температуры свыше $100\text{ }^\circ\text{C}$ влажность принимает критическое значение, когда интенсивность перемешивания в реакторах снижается и реакции (2), (3) проходят не до конца. С уменьшением

влажности пульпы наблюдалось увеличение товарной фракции на выходе из БГС из-за уменьшения сил сцепления находящихся в жидкой фазе. Это видно из рис. 9.

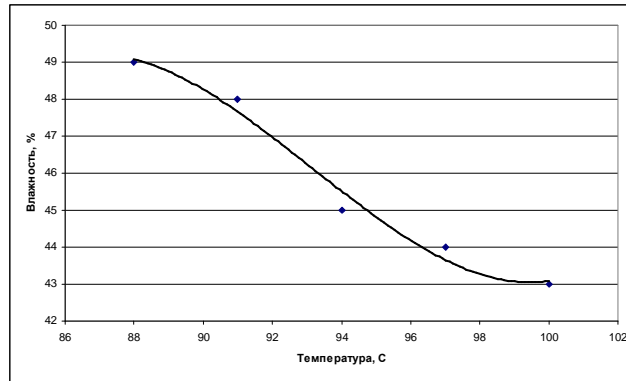


Рисунок 8 – Зависимость влажности пульпы от температуры

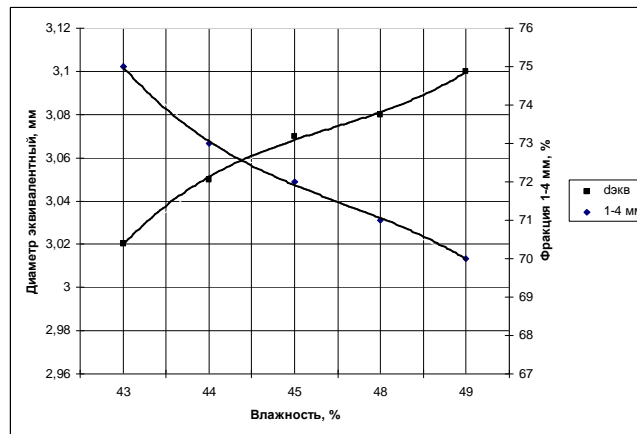


Рисунок 9 – Зависимость эквивалентного диаметра гранул и фракции 1–4 мм от влажности пульпы

С уменьшением влажности уменьшается эквивалентный диаметр и увеличивается выход товарной фракции. Так при влажности пульпы 43 % наблюдается максимальный выход товарной фракции равной 75 %.

На основании проведенных исследований была построена диаграмма изменения гранулометрического состава на выходе из БГС в зависимости от изменения параметров пульпообразования рис. 10. Из диаграммы видно, что с изменением диаметра кристалла выход товарной фракции увеличился с 54 % до 70 %, а с уменьшением влажности пульпы с 49 % до 43 % еще увеличился до 75 %.

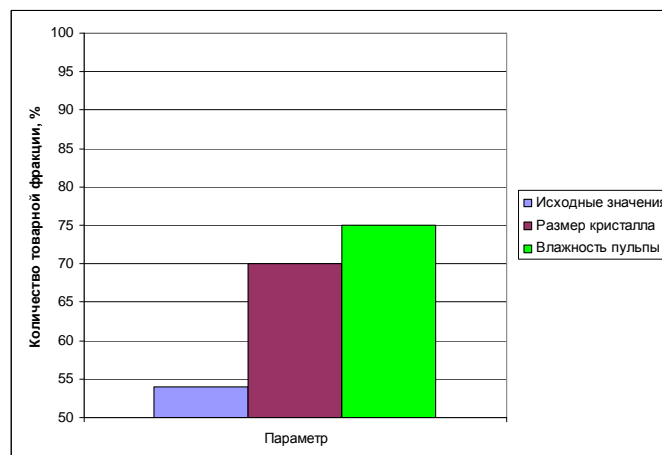


Рисунок 10 – Диаграмма изменения грансостава

Выводы:

1. На размер и форму кристаллов сульфата кальция главным образом влияет количество триоксида серы в жидкой фазе, которое регулируется подачей серной кислоты по реакторам.
2. Размер и форма кристаллов гипса влияет на диаметр гранул полученных в аппарате БГС. Так более мелкие кристаллы, полученные по 3-му варианту подачи серной кислоты, увеличивают выход товарной фракции до 70 % рис. 10. Технологическими параметрами характеризующие процесс кристаллообразования являются соотношения P_2O_5/SO_3 , CaO/SO_3 .
3. Изменение влажности пульпы влияет на диаметр получаемых гранул. Так при влажности 43 % выход товарной фракции увеличивается до 75 %.

Литература

1. Патент на корисну модель № 30688.Україна. МПК C05B 1/00. Спосіб одержання складного мінерального добрива [Текст] / Волков В.М., Трофименко М.О. та інш.; заявник та власник патенту ВАТ „Сумхімпром”. – № u200711693; заявл. 22.10.2007; опубл. 11.03.2008. Бюл. № 5.
2. Клименко Р.М. Ресурсосберегающая технология получения сложного минерального NPS-удобрения / Р.М. Клименко, С.В. Дудка //Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків: НТУ «ХПІ», 2010. – №10 – С. 20–25.
3. Копылев Б.А. Технология экстракционной фосфорной кислоты [Текст]/ Б.А Копылев– Л.:Химия, 1981. – 312 с.
4. ТУ 24.1-05766356-045-2002 Удобрение сложное минеральное Суперагро. Технические условия [Текст]. – Введ. 2002–01–01.
5. Классен П.В. Основы техники гранулирования [Текст] / П.В. Классен, И.Г. Гришаев.– М.: Химия, 1982.– 272 с.
6. Тодес О.М. Обезвоживание растворов в кипящем слое [Текст] / О.М. Тодес, С.П. Каганович.– М.: Metallurgija, 1973.– 288 с.

Bibliography (transliterated)

1. Patent na korisnu model' # 30688.Ukraina. MPK S05V 1 00. Sposib oderzhannja skladnogo mineral'nogo dobriva [Tekst] Volkov V.M., Trofimenko M.O. ta insh.; zajavnik ta vlasnik patentu VAT „Sumihimprom”. – # u200711693; zajavl. 22.10.2007; opubl. 11.03.2008. Bjul. # 5.
2. Klivenko R.M. Resursoberegajushhaja tehnologija poluchenija slozhnogo mineral'nogo NPS-udobrenija R.M. Klivenko, S.V. Dudka Visnik Nacional'nogo tehnicnogo universitetu «Harkivsk'ij politehnicnij institut». – Harkiv: NTU «HPI», 2010. – #10 – p. 20–25.
3. Kopylev B.A. Tehnologija jekstrakcionnoj fosfornoj kisloty [Tekst] B.A Kopylev– L.:Himija, 1981. – 312 p.
4. TU 24.1-05766356-045-2002 Udobrenie slozhnoe mineral'noe Superagro. Tehniceskie uslovija [Tekst]. – Vved. 2002–01–01.
5. Klassen P.V. Osnovy tehniki granulirovanija [Tekst] P.V. Klassen, I.G. Grishaev.– M.: Himija, 1982.– 272 p.
6. Todes O.M. Obezvozhivanie rastvorov v kipjashhem sloe [Tekst] O.M. Todes, S.P. Kaganovich.– M.: Metallurgija, 1973.– 288 p.

УДК 661.152

Дудка С.В., Тошинський В.І., Кліменко Р.М.

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ПУЛЬПОУТВОРЮВАННЯ У ТЕХНОЛОГІЇ ГРАНУЛЮВАННЯ ФОСФОРОВМІСНИХ ДОБРІВ МАРКИ «СУПЕРАГРО N:P 10:40»

У статті представлено результати досліджень впливу сульфатного режиму на розмір і форму кристалів гіпсу. Визначені основні технологічні параметри, такі як співвідношення P_2O_5/SO_3 , CaO/SO_3 , вологість пульпи, які впливають на ріст діаметра гранул в апараті БГС. Обґрунтовані значення цих параметрів при яких вихід товарної фракції буде максимальний.

Dudka S., Toshynskyy V.I., Klivenko R.,M.

**INVESTIGATION IN THE PROCESS OF PULPCREATION IN TECHNOLOGY OF GRANULATION
PHOSPHORCONTAINING FERTILIZERS OF "SUPERAGRO N: P 10:40»**

The paper presents results of investigation of sulfate treatment on the size and shape of crystals of gypsum. The main technological parameters such as the value $R2O5/SO3$, $SaO/SO3$, dry pulp, which affect the growth of the diameter of granules in the office of BHS. The meaning of these parameters at which the yield of marketable fraction is maximum.

**ФОРМИРОВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ПЕРЕХОДНЫХ МЕТАЛЛОВ
ДЛЯ ЭКОТЕХНОЛОГИЙ****Введение**

По мере развития транспорта загрязнение воздушного бассейна постоянно увеличивается. Если в 70–80 годы прошлого века доля вины за загрязнение окружающей среды делилась поровну между промышленностью и транспортом, то в XXI веке наметилась устойчивая тенденция увеличения вклада транспорта, в том числе и железнодорожного, в ухудшение экологической обстановки [1]. С отработанными газами двигателей внутреннего сгорания и дизельных в атмосферу поступают значительные количества токсичных веществ, поступающих. С целью снижения загрязненности атмосферы выхлопные газы пропускают через жидкостные, пламенные (факельные), каталитические (беспламенные) и др. нейтрализаторы [2].

Наибольшее распространение получили насыпные (гранулированные) и монолитные многокомпонентные каталитические системы, содержащие благородные металлы (Au, Ag, Pt, Pd, Rh и Ir) либо композиции переходных металлов и их оксидов (Mn, Fe, Cr, V, Mo, Co, Ce, Ni, W, Cu, Sn) на различных носителях [3]. Требования по снижению газодинамического сопротивления, повышению теплопроводности каталитических нейтрализаторов обуславливают необходимость замены гранулированных носителей на металлы и сплавы [4].

Высокая каталитическая активность, селективность, прочность, пластичность и жаропрочность делают платину и ее сплавы незаменимым материалом для катализаторов, однако высокая стоимость таких материалов ограничивает область их использования. С целью снижения расхода благородных металлов либо полной замены платинидов более дешевыми материалами представляет интерес разработка электролитов и режимов электролиза для формирования сплавов и оксидных систем на основе переходных металлов.

Методика эксперимента

Смешанные покрытия оксидами переходных металлов на титане $M_xO_y \cdot TiO_2$ ($M = Mn, Co, Ni, Fe$) формировали методом микродугового оксидирования с использованием источника постоянного тока Б5-50. В качестве материала подложки использовали сплавы титана BT1-0 и OT4-1, катода – стержень из нержавеющей стали. Покрытия синтезировали в гальваностатическом режиме при напряжении 100–150 В, плотности тока 0,5–4,0 А/дм² из полифосфатно-цитратных растворов с добавлением солей переходных металлов Mn (II), Co (II), Ni (II) и Fe (II). Процесс оксидирования проводили в течение 30–60 минут при постоянном перемешивании. Температуру электролита в ячейке поддерживали в пределах 20–25 °С проточным циркуляционным охлаждением.

Покрытия сплавом серебро-кобальт толщиной 1–2 мкм синтезировали из цитратно-пирофосфатного электролита в импульсном режиме в диапазоне амплитуд плотностей тока $j = 0,5–5$ А/дм² и частот $f = 19–910$ Гц. Время паузы варьировали в пределах $1 \cdot 10^{-2}–2 \cdot 10^{-1}$ с, время импульса – $2 \cdot 10^{-3}–1 \cdot 10^{-1}$ с. Анодом служила платина, катодом – пластина из меди или никрома.

Элементный состав и морфологию поверхности покрытий исследовали методом сканирующей электронной микроскопии (СЕМ) с использованием ZEISS EVO 40XVP.

Каталитическую активность покрытий сплавом Ag-Co и смешанными оксидами оценивали в модельных реакциях электролитического окисления / восстановления глюкозы. Поляризационные измерения проводили в потенциодинамическом режиме в 0,01 М растворе глюкозы на фоне 1М сульфата натрия. Для обоснования надежности и сопоставления результатов определяли кинетические параметры модельных реакций на платиновом электроде при тех же условиях. Каталитическую активность синтезированных покрытий тестировали в реакции окисления монооксида углерода в трубчатом реакторе проточного типа. Исходную смесь СО с воздухом подавали на вход реактора со скоростью 0,025 л/мин при концентрации СО 1 % об. Содержание СО в выходящих из реактора газах анализировали при помощи сигнализатора-анализатора «Дозор».

Результаты и их обсуждение

Хронограммы формовочного напряжения смешанных оксидных покрытий (рис. 1) имеют классический вид с тремя характерными участками. В доискровой области зависимости $U(t)$ практически линейны, поскольку происходит формирование оксидного слоя на поверхности титана с выходом по току,

близким к 100 %. С началом искрения рост напряжения значительно замедляется вследствие пробоя оксидной пленки, скорость образования оксида титана снижается, а в состав покрытия включаются компоненты электролита. Переход в область микродуговых разрядов характеризуется незначительным изменением напряжения и относительной стабильностью процесса.

Наблюдаемая обратно пропорциональная зависимость напряжения искрения от концентрации допанта в электролите (рис. 2) и изменение величины напряжения искрения можно объяснить повышением удельного электрического сопротивления оксидов металлов, включающихся в матрицу TiO_2 , в ряду: $MnO_2 < Fe_3O_4 < Co_3O_4 < NiO$.

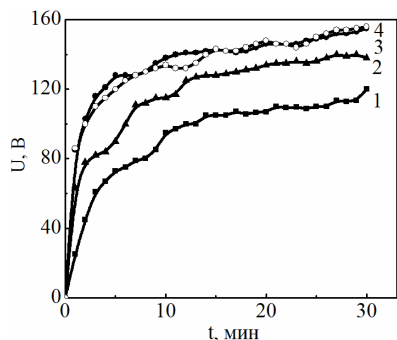


Рисунок 1 – Хронограммы формовочного напряжения в системах: 1 – $Mn_xO_y \cdot TiO_2$; 2 – $Fe_xO_y \cdot TiO_2$; 3 – $Co_xO_y \cdot TiO_2$; 4 – $Ni_xO_y \cdot TiO_2$

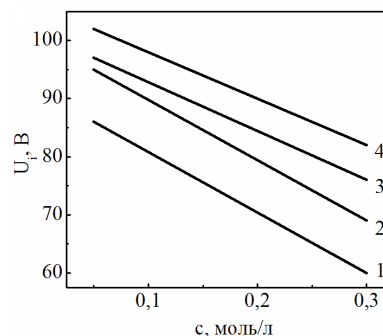


Рисунок 2 – Зависимости напряжения искрения от концентрации допанта в электролите: 1 – Mn^{2+} ; 2 – Fe^{2+} ; 3 – Co^{2+} ; 4 – Ni^{2+}

Исследования [5, 6] кинетических закономерностей электрохимического восстановления серебра, кобальта и сплава серебро-кобальт из пирофосфатного и цитратного электролитов показали, что соосаждение серебра и кобальта лимитируется стадией разряда и осложнено адсорбцией реагентов и химической реакцией диссоциации комплексов $[AgP_2O_7]^{3-}/[AgCit]^{2-}$ и $[CoP_2O_7]^{2-}/[CoCit]^{-}$. Включение кобальта в сплав из разбавленных электролитов достигается в интервале потенциалов -2,8—-2,4 В. Поэтому покрытия сплавом серебро-кобальт осаждали в импульсном режиме, позволяющим работать с электролитами низкой концентрации и управлять содержанием компонентов в осадке путем изменения амплитуды плотности тока, времени импульса и паузы. Следует подчеркнуть, что импульсная поляризация экономична с позиции расхода осаждаемого металла [7].

Увеличение амплитуды плотности тока в интервале от 0,5 до 5 A/dm^2 приводит к снижению выхода по току практически на 20 %, в то же время содержание кобальта в сплаве возрастает на 12 % масс. (рис. 3 а). Снижение выхода по току связано с интенсификацией реакции выделения водорода при увеличении колебаний катодного потенциала, облегчающего процесс рекомбинации. Рост содержания кобальта в сплаве связан с изменением соотношения скоростей парциальных реакций с участием комплексных и простых ионов ($[AgP_2O_7]^{3-}$, $[AgCit]^{2-}/Ag^+$ и ($[CoP_2O_7]^{2-}$, $[CoCit]^{-}/Co^{2+}$ в приэлектродном слое.

Из цитратно-пирофосфатного электролита при плотности тока 0,5 A/dm^2 осаждаются блестящие мелкокристаллические покрытия с размером зерен 80-120 нм (рис. 3 б), а при $j = 5 A/dm^2$ – матовые с хорошей адгезией к основе.

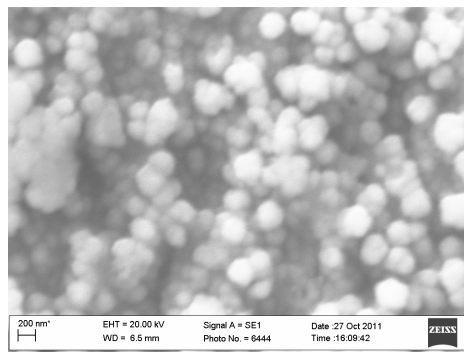
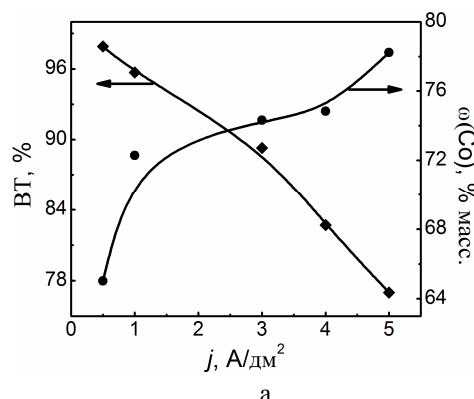


Рисунок 3 – Влияние плотности на выход по току и содержание кобальта в сплаве (а), микрофотография поверхности ($\times 50000$) сплава Ag-Co (б)

Анализ циклических вольтамперограмм, полученных на синтезированных материалах в 0,01 М растворе $C_6H_{12}O_6$, свидетельствует о необратимом окислении глюкозы. Плотность тока обмена, рассчитанная по наклону зависимости $I_{gj} - \Delta E$ для электролитического сплава Ag-Co ($\omega(Ag) = 5 \%$ ат.) и $Mn_xO_y \cdot TiO_2$ ($\omega(Mn) = 3 \%$ ат.) сопоставима с Pt и находится в интервале $3,5 \cdot 10^{-5} - 10^{-4} A/cm^2$.

Значения температур зажигания реакции окисления CO для сплава с $\omega(Ag) = 5-8 \%$ ат. (240–250 °C) и оксидных систем с $\omega(Mn) 3 \%$ ат. (250–270 °C) не уступают платине $\omega(Pt) = 100 \%$ (200 °C). Степень конверсии составляет 100 % для:

- сплава Ag-Co при температуре 290–300 °C;
- системы $Mn_xO_y \cdot TiO_2$ при температуре 400 °C;
- платины при температуре 260 °C.

Для покрытий $Me_xO_y \cdot TiO_2$ состава: $\omega(Fe) = 2 \%$ ат.; $\omega(Ni) = 1,2 \%$ ат.; $\omega(Co) = 3 \%$ ат. степень конверсии находится в диапазоне 45–70 % при температуре 420 °C.

Электрохимические методы позволяют в одну стадию формировать покрытия на основе переходных металлов и значительно упростить их технологию. Электролитические покрытия сплавом серебро-кобальт и смешанными оксидами могут служить альтернативой каталитическим материалам на основе металлов платиновой группы и, тем самым, существенно снизить производственные затраты.

Литература

1. Темкин О.Н. Промышленный катализ и экологически безопасные технологии / О. Н Темкин // Соросовский образовательный журнал. –1996. – №10. – С. 42–50.
2. Попова Н.М. Катализаторы очистки газовых выбросов промышленных производств. – М.: Химия, 1991.– 176 с.
3. Третьяков В.Ф., Бурдейная Т.Н., Березина Л.А., Любушкин Р.А. Каталитические системы для очистки водорода от CO для топливных элементов // Химия в интересах устойчивого развития. – 2005. – № 13. – С. 823–829.
4. Стайлз Э.Б. Носители и нанесенные катализаторы: теория и практика / Под ред. А.А. Слинкина. – М.: Химия, 1991. – 240 с.
5. Кинетические закономерности осаждения сплавов кобальта из комплексных электролитов / М. А. Глушкова, В.О. Савченко, И.И. Степанова, С.А. Корний, Т.Н. Байрачная // Вопросы химии и химической технологии. – Дніпропетровськ: УДХТУ, 2011. – Т. 1, № 4. – С. 132–134.
6. Глушкова М.А. Кинетика электрохимического восстановления серебра и кобальта из цитратных электролитов / М.А. Глушкова, М.В. Ведь // Вісник НТУ «ХПІ». – Харків: НТУ «ХПІ», 2010. – № 30. – С. 97–101.
7. Костин Н.А., Кублановский В.С. Импульсный электролиз сплавов. – Киев: Наукова думка, 1996. – 207 с.

Bibliography (transliterated)

1. Temkin O.N. Promyshlennyj kataliz i jekologicheski bezopasnye tehnologii / O. N Temkin / Sorosovskij obrazovatel'nyj zhurnal. –1996. – #10. – p. 42–50.
2. Popova N.M. Katalizatory ochistki gazovyh vybrosov promyshlennyh proizvodstv. – M.: Himija, 1991.– 176 p.
3. Tret'jakov V.F., Burdejnaja T.N., Berezina L.A., Ljubushkin R.A. Kataliticheskie sistemy dlja ochistki vodoroda ot SO dlja toplivnyh jelementov / Himija v interesah ustojchivogo razvitija. – 2005. – # 13. – p. 823–829.
4. Stajlz Je.B. Nositeli i nanesennye katalizatory: teorija i praktika / Pod red. A.A. Slinkina. – M.: Himija, 1991. – 240 p.
5. Kineticheskie zakonomernosti osazhdenija splavov kobal'ta iz kompleksnyh jelektrolitov / M. A. Glushkova, V.O. Savchenko, I.I. Stepanova, S.A. Kornij, T.N. Bajrachnaja / Voprosy himii i himicheskij tehnologii. – Dnipropetrovsk: UDHTU, 2011. – T. 1, # 4. – p. 132–134.
6. Glushkova M.A. Kinetika jelektrohimitskogo vosstanovlenija serebra i kobal'ta iz citratnyh jelektrolitov / M.A. Glushkova, M.V. Ved' / Visnik NTU «HPI». – Harkiv: NTU «HPI», 2010. – # 30. – p. 97–101.
7. Kostin N.A., Kublanovskij V.S. Impul'snyj jelektroliz splavov. - Kiev: Naukova dumka, 1996. – 207 p.

УДК 621.35

Глушкова М.О., Майба М.В., Ведь М.В., Сахненко М.Д., Зюбанова С.І.

ФОРМУВАННЯ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ ПЕРЕХІДНИХ МЕТАЛІВ ДЛЯ ЕКОТЕХНОЛОГІЙ

Електрохімічно синтезовано покриття сплавами срібло-кобальт та змішаними оксидами $M_xO_y \cdot TiO_2$ ($M = Mn, Co, Ni, Fe$). Проведено дослідження каталітичної активності одержаних матеріалів в модельних реакціях електролітичного окиснення / відновлення глюкози, за результатами яких встановлено високу ефективність покриттів та можливість застосування як перспективних електрокаталізаторів.

Glushkova M.A., Mayba M.V., Ved M.V., Sakhnenko N.D., Zjbanova S.I.

**FORMATION OF MATERIALS BASED ON THE TRANSITION METALS
FOR ECOTECHNOLOGIES**

The coatings of silver-cobalt alloys and mixed oxides $MxOy \cdot TiO_2$ ($M = Mn, Co, Ni, Fe$) were synthesized by electrochemical methods. The research of the obtained materials catalytic activity in model reactions of electrolytic oxidation / reduction of glucose had been conducted. High efficiency of coatings and the possibility of future applications as electrocatalysts was shown.

Сахненко М.Д., Ведь М.В., Шевченко Р.О.

**МЕТОД ПОДОЛАННЯ ПРИХОПЛЕННЯ БУРИЛЬНИХ ТРУБ
ЗА РАХУНОК ЗОВНІШНЬОЇ ПОЛЯРИЗАЦІЇ**

Невідкладне та ефективне подолання різноманітних ускладнень та аварій під час буріння свердловин на нафту та газ є одним з ключових завдань зменшення простою бурового обладнання, витрат на буріння, а разом з тим і комерційної вартості кожного метру буріння.

Одним з найбільш складних та розповсюджених ускладнень при бурінні є прихоплення компоновки бурильних труб, тобто контакт зовнішньої поверхні бурильних труб та стінок свердловини [1]. Із визначення прихоплення випливають причини його виникнення – це зменшення ефективного перерізу свердловини. Зазначені обставини можуть бути причиною значного сальникоутворення, тобто утворення шару глинистої породи та вибуреного шламу на поверхні бурильних труб, або звуження стовбуру свердловини унаслідок осипання гірських порід, їх в'язкопластичної течії, потрапляння сторонніх предметів, тощо. Прихоплення може виникати також за рахунок диференційного перепаду тиску між стовпом бурового розчину та пластивим тиском. При виникненні прихоплення як унаслідок значного сальникоутворення, так і за рахунок диференційного перепаду тиску, між бурильними трубами та гірськими породами знаходиться прошарок глинистої складової бурового розчину у вигляді сальнику або фільтраційної кірки. За рахунок цього виникають сили адгезії, подолання яких талеву системою бурового верстату у більшості випадків практично неможливо. За для зменшення сил адгезії використовують закачування у зону контакту нафтових ванн, але ефективність такого методу подолання прихоплення незначна, хоча метод і отримав широке використання за рахунок своєї простоти. Окрім того, використання нафти не завжди прийнятно у зв'язку з екологічними аспектами пов'язаними з заборонаю використання нафти до глибини буріння меншої за 2000 м.

Альтернативою використання нафтових ванн є застосування ванн з хімічних реагентів, що розчиняють гірські породи у зоні прихоплення, та широкий спектр складів розбурюваних гірських порід не дозволяє розробити оптимальну рецептуру хімічної ванни, окрім того, більшість з запропонованих реагентів не менш екологічно небезпечні, ніж нафта, та потребують дотримання жорстких заходів безпеки. Прихоплення бурильних труб долають також застосуванням спеціальних пристроїв, гідравлічних ясів, тощо, але недоліком вищезгаданого способу є застосування спеціальних пристроїв, що не завжди є у наявності, та їхня невисока ефективність.

Відомо [2] та перевірено [3], що причиною сальникоутворення можуть бути природні струми невисокої амплітуди, наявні у свердловині, тому було запропоновано [3] методику руйнування сальників на металевій поверхні бурильних труб за рахунок зовнішньої поляризації. Зазначені обставини надають можливість розробки методів подолання не тільки сальників, а і прихоплення в цілому.

Для перевірки впливу електричного струму на зменшення сил адгезії між металевою поверхнею та фільтраційною глинистою кіркою використовували модифікований під умови досліду прилад КТК 1 (рис. 1). Одним з робочих електродів була металева пластина, на якій розташовували глинисту кірку, отриману на фільтр преси фірми OFITE 35FVN 2600 C на фільтрувальному папері марки OFITE Catalog N. 140-55. Кірку одержували як з модельних розчинів, так і бурових розчинів, відібраних з свердловин, що буряться на відповідних газоконденсатних родовищах. Іншим електродом був сталевий індентор циліндричної форми, який притискався до глинистої кірки під дією власної ваги. До металевого циліндру та металевої пластини, на яку розміщали фільтраційну кірку, підводився електричний струм від джерела постійного струму Б5-47. Дійсні показники сили струму та напруги фіксувалися амперметром марки М 2044 та вольтметром марки М 243, підключених у електричний ланцюг. Після контакту індентора та фільтраційної кірки упродовж 10 хв при накладенні електричного струму різної величини та полярності фіксували кут нахилу металевої пластини, при якому відбувався зсув індентора, у порівнянні з кутом зсуву без накладання зовнішньої поляризації.

При поляризації електричним струмом індентору спостерігаються два процеси: електроосмос (виникає при малих значеннях напруги) та електроліз (при збільшенні напруження до критичного значення). Про протікання електроосмосу свідчить підсихання поверхні фільтраційної кірки зі сторони позитивного електроду та активне розрідження приповерхневого шару зі сторони негативного електроду. Про перебіг електролізу свідчить виділення бульбашок газу на одному з електродів. Тому за рахунок поєднання обох процесів відбувається як розрідження приповерхневого шару біля індентора, так і його аерація, унаслідок чого відбувається зменшення адгезійних сил у зоні контакту та сил тертя, що виникають при русі інден-

тора. Таким чином, вдається зменшити сили адгезії металевго індентора до фільтраційних кірок отриманих з суспензій бентоніту майже на 50 % (рис. 2).

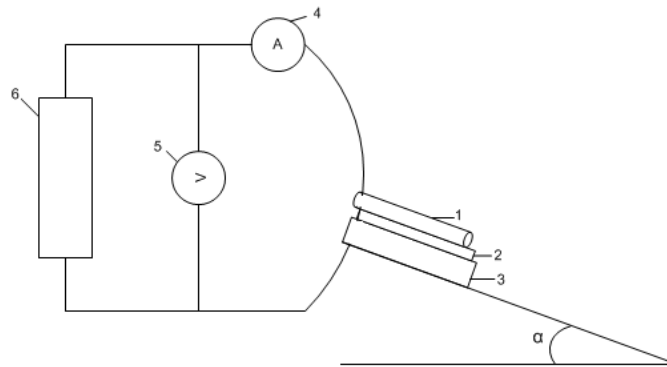


Рисунок 1 – Установка для дослідження коефіцієнту тертя фільтраційних кірок при зовнішній поляризації:
1 – модель буровийної труби, 2 – фільтраційна кірка, 3 – металева пластина, 4 – амперметр, 5 – вольтметр, 6 – джерело струму

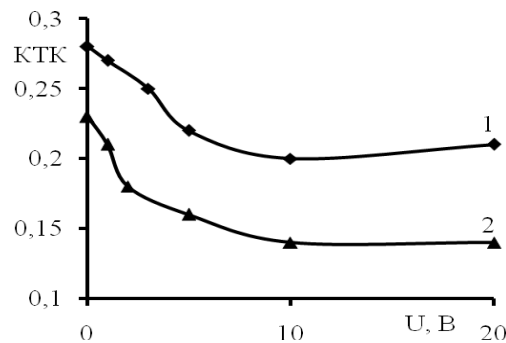


Рисунок 2 – Залежність коефіцієнту тертя фільтраційних кірок, отриманих з глинистих суспензій з вмістом бентоніту 5 % (1) та 10 % (2), від напруги поляризації

Дослідження, проведені з фільтраційними кірками, що отримані з бурових розчинів відібраних зі свердловин, що буряться на відповідних газоконденсатних родовищах (рис. 3), підтвердили можливість зменшення сил тертя при зовнішній поляризації у випадку приєднання металевго індентора до негативного полюсу джерела постійного струму. У випадку зворотної полярності спостерігали зростання коефіцієнту тертя фільтраційних кірок, що знаходиться за межами можливостей вимірювання на приладі КТК 1, або зсув індентора разом з фільтраційною кіркою з металевої пластини. Останнє свідчить про зростання адгезійних сил за рахунок електрофоретичних процесів.

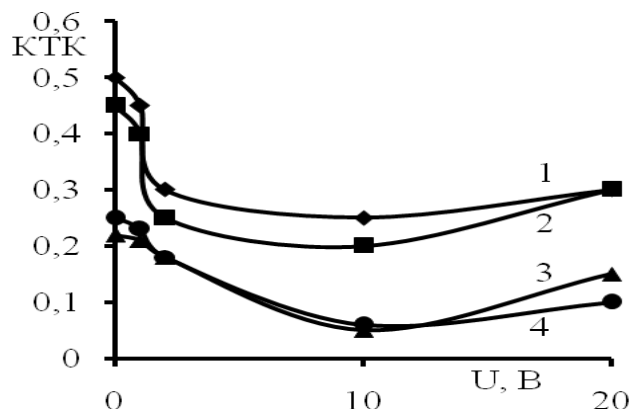


Рисунок 3 – Залежність коефіцієнту тертя фільтраційних кірок отриманих з бурових розчинів зі свердловин № 152 Гадяцького ГКР (1), №125 Куличівського ГКР (2), № 112 Березівського ГКР (3), № 121 Березівського ГКР (4) від напруги поляризації

Слід зазначити, що при напрузі більше 10 В відбувається зростання коефіцієнту тертя кірки. Така залежність прослідковується як для модельних середовищ, так і реальних бурових розчинів, та пояснюється тим фактом, що при значних напругах зростає швидкість електроосмосу. Зазначені обставини призводять до активного витіснення водної фази з фільтраційної кірки, про що свідчить висихання зони контакту фільтрувального паперу з позитивним електродом. Таким чином, відсутність водної фази призводить до безпосереднього контакту металевго індентора та твердої фази фільтраційних кірок, внаслідок чого збільшуються сили тертя.

Слід зазначити, що у випадку поляризації місця контакту бурильних труб та гірських порід у місцях, де глиниста суспензія має незначну в'язкість, буде протікати електрофорез, наслідком якого будуть когезійні процеси відлипання глини від металевго поверхні та її рух до протилежного електроду, що прискорить процес звільнення прихопленого бурильного інструменту.

Отже, накладення зовнішнього електричного поля на зону прихоплення провокує цілу низку електрохімічних процесів. Кожен з яких привносить свій позитивний внесок у ефективність та результативність процесу усунення прихоплення. За для реалізації технології подолання прихоплення за рахунок поляризації можливо використання технології, що застосовується для зарізання бокових стовбурів у свердловинах з допомогою електрохімічного розчинення металевих обсадних труб [4].

Література

1. Коломоєц А.В. Предупреждение и ликвидация прихватов в разведочном бурении. – М.: Недра, 1985. – 220 с.
2. Серяков А.С. Электрическая природа осложнений в скважинах и борьба с ними / А.С. Серяков, Л.К. Мухин. – М.: Недра, 1980. – 134 с.
3. Буняк Б.Т. Вплив електрокінетичних процесів на ймовірність виникнення аварій під час буріння свердловин на нафту та газ / Б.Т. Буняк, М.Д. Сахненко, Р.О. Шевченко. // Нафтова і газова промисловість. – 2011. – № 1. – С. 22–24.
4. Федорычев А.В. Исследование электрохимического способа удаления участка обсадной трубы в интервале забуривания нового ствола скважины. М.: ВНИИБТ, вып. 46, 1979.– с. 78–85.

Bibliography (transliterated)

1. Kolomoiec A.V. Preduprezhdenie i likvidacija prihvatov v razvedochnom burenii. – М.: Nedra, 1985. – 220 p.
2. Serjakov A.S. Jelektricheskaja priroda oslozhnenij v skvazhinah i bor'ba s nimi A.S. Serjakov, L.K. Muhin. – М.: Nedra, 1980. – 134 p.
3. Bunjak B.T. Vpliv elektrokinetichnih procesiv na jmovirnist' viniknennja avarij pid chas burinnja sverdlovin na naftu ta gaz B.T. Bunjak, M.D. Sahnenko, R.O. Shevchenko. Naftova i gazova promislovist'. – 2011. – # 1. – p. 22–24.
4. Fedorychev A.V. Issledovanie jelektrohimicheskogo sposoba udalenija uchastka obsadnoj truby v intervale zaburivaniya novogo stvola skvazhiny. М.: VNIIBT, vyp. 46, 1979.– p. 78–85.

УДК 622.248

Сахненко Н.Д., Ведь М.В., Шевченко Р.А.

МЕТОД УСТРАНЕНИЯ ПРИХВАТА БУРИЛЬНЫХ ТРУБ С ПОМОЩЬЮ ВНЕШНЕЙ ПОЛЯРИЗАЦИИ

Рассмотрены процессы, возникающие при наложении внешнего электрического поля на зону контакта бурильных труб и глинистых фильтрационных корок. Установлена возможность уменьшения адгезии фильтрационных корок за счет внешней поляризации.

Sakhnenko N.D., Ved M.V., Shevchenko R.O.

ELIMINATION METHOD OF DRILL PIPE STUCK BY THE OUTER POLARIZATION

The processes occurring when an external electric field on the contact zone of drill pipes and clay filtration crusts. The possibility of reducing the stickiness of seepage through the outer crust of the polarization.

Арсеньєва О.П., Янг М., Критенден Б., Капустенко П.А.

ЗАГРЯЗНЕННЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЮЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТЕПЛООБМЕННЫХ АППАРАТОВ С ИНТЕНСИФИКАЦИЕЙ ТЕПЛООТДАЧИ

Выполнено по проекту ЕС INTHEAT (contract № FP7-SME-2010-1-262205)

При анализе различных методик уменьшения загрязнений со стороны охлаждающей воды Панчал и Кнудсен [1] охарактеризовали использование интенсифицированных теплообменных поверхностей как один из наиболее перспективных методов.

Большинство моделей, описывающих различные механизмы образования отложений [1], основаны на предсказании уровня образования отложений как разницы между интенсивностью осаждения отложений φ_d и интенсивностью удаления отложений φ_r . Анализ интенсивности удаления отложений при условии асимптотического характера отложений был представлен в работе [2]. Было показано, что φ_r прямо пропорционально касательному напряжению на стенке τ_w и значения коэффициентов пропорциональности определены для условий экспериментов, представленных в работах [3,4,5].

Для оценки термического сопротивления отложений в каналах пластинчатых теплообменных аппаратов (ПТА) в период времени t получено следующее соотношение:

$$R_f(t) = \frac{B}{\tau_w} \cdot \left[1 - \exp\left(1 - \frac{\varphi_d}{B} \cdot \tau_w \cdot t\right) \right] \quad (1)$$

Для определения коэффициента B применяется его значение для случая асимптотических условий загрязнения $B = B^*$.

Анализ распределения накипи вдоль пластин ПТА, используемых для подогрева водопроводной воды, показал, что существуют некоторые критические условия по температуре воды и содержанию солей, после которых начинается образование накипи. В последнее десятилетие концепция «пороговых загрязнений» была в значительной степени разработана для загрязнений, образуемых на поверхностях теплопередачи при нагреве сырой нефти. Янг и Критенден [6] предложили модель образования загрязнений в трубах с интенсификаторами теплоотдачи. Интенсивность осаждения согласно этой модели можно выразить следующим образом:

$$\varphi_d = \frac{A_m \cdot P_{cu} \cdot T_s^{2/3} \cdot \rho^{2/3} \cdot \mu^{-4/3}}{1 - B_m \cdot P_{cu} \cdot 2 \cdot \tau_w \cdot \rho^{-4/3} \cdot \mu^{-1/3} \cdot T_s^{2/3} \cdot \exp(E/(R \cdot T_s))} \quad (2)$$

где T_s – температура поверхности, К; ρ – плотность жидкости, кг/м³; μ – динамическая вязкость жидкости, Па·с; $R = 8,314$ Дж/(Моль·К) – универсальная газовая постоянная; C_f – коэффициент трения Фаннинга; u – средняя скорость потока, м/с. Даны значения параметров A_m , B_m и E , которые дают наилучшее согласование с экспериментальными данными для исследованной нефти.

Используя соотношение (2) и значение величины B^* , полученное в статье [2], можно по выражению (1) рассчитать термическое сопротивление отложений. Так как свойства нефти и воды значительно отличаются, эмпирические параметры A_m , B_m , E для случая воды необходимо скорректировать. Касательное напряжение стенки для канала ПТА оценивалось согласно зависимости, предложенной в работе [2].

Для удовлетворения экспериментальным данным по осаждению сульфата кальция в каналах ПТА, представленных Банзалом и др. [3], мы скорректировали только один параметр A_m для значения $A_m = 6,5 \cdot 10^{-12} \text{ кг}^{2/3} \text{ К}^{1/3} \text{ м}^{5/3} (\text{Вт})^{-1} \text{ с}^{-1/3} \text{ ч}^{-1}$. Накипеобразование карбоната кальция в кольцевом гладком канале между трубой с внутренним диаметром 22 мм и расположенной внутри нее трубой с наружным диаметром 16 мм было исследовано в работе Женхуа и др. [4]. Данные этой работы для двух различных скоростей были коррелированы представленной моделью с параметром $A_m = 1,5 \cdot 10^{10} \text{ кг}^{2/3} \text{ К}^{1/3} \text{ м}^{5/3} (\text{Вт})^{-1} \text{ с}^{-1/3} \text{ ч}^{-1}$. Остальные параметры модели B_m и E неизменны. Загрязнение путем осаждения частиц в каналах ПТА, работающих на воде содержащей взвешенные частицы карбоната кальция, исследовалось Карабеласом и др. в работе [5]. Все параметры в выражении (2) такие же, как и для вычислений в работе [4]. Это позволяет сделать вывод, что значения параметров выражения (2) для тех же солей и их примесей имеют близкие численные значения.

Выражение (2), помимо касательного напряжения стенки и физических свойств жидкости, учитывает и влияние температуры поверхности T_s . Данные по накипи карбоната кальция при трех различных температурах, когда скорость и концентрация солей не меняются, представлены в работе [4]. Согласование данной модели с этими данными тоже достаточно хорошее.

Проанализировав полученные результаты, можно сделать вывод, что представленная математическая модель дает возможность прогнозировать термическое сопротивление загрязнений для механизмов накипобразования и осаждения взвешенных частиц при различных скоростях потока и температурах поверхности стенки. На начальных стадиях процесс формирования загрязнений может быть описан с помощью «пороговой модели» для труб с интенсификацией теплоотдачи [6]. Для определения термического сопротивления загрязнений только по данным о чистоте воды и ее химическому составу необходимы дальнейшие экспериментальные и теоретические исследования в этом направлении.

Литература

1. Panchal C.B., Knudsen J.G. Mitigation of Water Fouling: Technology Status and Challenges. *Advances in Heat Transfer*, 1998, 31; 431–474.
2. Расчет термического сопротивления загрязнений по стороне охлаждающей воды в пластинчатых теплообменниках промышленных предприятий / Арсеньева О.П. // Интегрированные технологии и энергосбережение. – 2011. – № (4). – с. 43–47.
3. Bansal B, Muller-Steinhagen H, Xiao Dong Chen. Performance of plate heat exchangers during calcium sulphate fouling – investigation with an in-line filter. *Chemical Engineering and Processing* 2000; 39: 507–519.
4. Zhenhua Quan, Yongchang Chen and Chongfang Ma. Experimental Study of Fouling on Heat Transfer Surface During Forced Convective Heat Transfer. *Chinese Journal of Chemical Engineering* 2008; 16(4): 535–540.
5. Karabelas A.J., Yiantsios S.G., Thonon B., and Grillot J.M., Liquid side fouling of Heat Exchangers. An Integrated R&D Approach for Conventional and Novel Designs. *Applied Thermal Engineering*, 1997, 7 (8–10); 727–737.
6. Yang M, Crittenden B. Fouling thresholds in bare tubes and tubes fitted with inserts. *Applied Energy* 2012; 89(1): 67–73.

Bibliography (transliterated)

1. Panchal C.B., Knudsen J.G. Mitigation of Water Fouling: Technology Status and Challenges. *Advances in Heat Transfer*, 1998, 31; 431–474.
2. Raschet termicheskogo soprotivlenija zagraznenij po storone ohlazhdajushhej vody v plastinchatyh teploobmennikah promyshlennyh predpriyatij / Arsen'eva O.P. // Integrirovannye tehnologii i jenergosberezenie. – 2011. – # (4). – p. 43–47.
3. Bansal B, Muller-Steinhagen H, Xiao Dong Chen. Performance of plate heat exchangers during calcium sulphate fouling – investigation with an in-line filter. *Chemical Engineering and Processing* 2000; 39: 507–519.
4. Zhenhua Quan, Yongchang Chen and Chongfang Ma. Experimental Study of Fouling on Heat Transfer Surface During Forced Convective Heat Transfer. *Chinese Journal of Chemical Engineering* 2008; 16(4): 535–540.
5. Karabelas A.J., Yiantsios S.G., Thonon B., and Grillot J.M., Liquid side fouling of Heat Exchangers. An Integrated R&D Approach for Conventional and Novel Designs. *Applied Thermal Engineering*, 1997, 7 (8–10); 727–737.
6. Yang M, Crittenden B. Fouling thresholds in bare tubes and tubes fitted with inserts. *Applied Energy* 2012; 89(1): 67–73.

УДК 338.45:662.6

Арсеньева О.П., Янг М., Криттенден В., Капустенко П.О.

ЗАБРУДНЕННЯ ТЕПЛОПЕРЕДАЮЧОЇ ПОВЕРХНІ ТЕПЛОБМІННИХ АПАРАТІВ З ІНТЕНСИФІКАЦІЄЮ ТЕПЛОВІДДАЧІ

В роботі досліджуються процеси утворення відкладень по стороні охолоджувальної води у пластинчастих теплообмінних апаратах. Запропонована математична модель для прогнозування термічного опору відкладень для механізмів утворення накипу та осідання завислих частинок за різних швидкостей

потоків та температур поверхні стінки. На початкових стадіях процес формування відкладень може бути описаний за допомогою «порогової моделі» запропонованої для труб з інтенсифікацією тепловіддачі Янгом та Криттенденом. Для вдалого прогнозування термічного опору забруднень згідно запропонованої моделі необхідно експериментально визначити параметри моделі для застосованої охолоджуючої води.

Arsenyeva O.P., Yang M., Crittenden B., Kapustenko P.O.

**HEAT TRANSFER SURFACE FOULING IN PLATE HEAT EXCHANGERS
WITH ENHANCED HEAT TRANSFER**

The processes of fouling formation for cooling water side in plate heat exchangers are investigated. The mathematical model, which is capable to predict fouling thermal resistance for precipitation and particulate fouling at different flow velocities and surface temperatures, is developed. This model can be used for plate heat exchangers with enhanced heat transfer and also for straight channels with heat transfer intensification. On initial stage of fouling formation it can be described by "threshold model" proposed for bare tubes and tubes with enhanced heat transfer by Yang and Crittenden. For correct predictions of fouling thermal resistance by this model it is necessary to determine experimentally one model parameter for given cooling water fouling properties.

Арсеньєва О.П., Товажнянский Л.Л., Смит Р., Булатов И.С., Капустенко П.А., Хавин Г.Л.

**ПРЕИМУЩЕСТВА ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА
ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕПЛООБМЕННЫХ СЕТЕЙ**

Выполнено по проекту ЕС INTHEAT (contract № FP7-SME-2010-1-262205)

Интенсификация теплообмена является одним из многообещающих способов оптимизации размера и веса теплообменного оборудования, и в то же время увеличить использование вторичного тепла технологических процессов. С его применением вредное воздействие промышленных аппаратов на окружающую среду уменьшается, минимизируется их энергопотребление и выбросы углекислого газа. Принципы конструкции и математические методы проектирования интенсифицированных теплообменных аппаратов обычно существенно отличаются от подходов, применяемых для кожухотрубных теплообменников. Для трубчатых теплообменников принципы проектирования регулируются стандартом ТЕМА (Tubular Exchangers Manufacturers Association) [1], и зависимости хотя бы для приблизительного теплового и гидравлического их проектирования можно без труда найти в литературе [2–4], открытых ресурсах и коммерческих программах для расчета. Для интенсифицированных теплообменных аппаратов такая информация ограничена или же запатентована.

Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) относятся к теплообменникам с интенсифицированной теплообменной поверхностью. Для определения преимуществ от применения такого интенсифицированного теплообмена, использовалась математическая модель, позволяющая моделировать работу пластинчатого теплообменного аппарата с учетом различных геометрических параметров теплопередающих пластин. На основании этой модели разработан оптимизирующий алгоритм на основе MINLP метода с ограничениями в виде неравенств. Целевой функцией является площадь теплопередающей поверхности пластинчатого аппарата. Оптимизируемыми переменными являются высота гофры, длина пластины, угол наклона гофры к вертикальной оси пластины и отношение шага гофрировки пластины к высоте гофры. Оптимальное решение представляет собой площадь теплопередающей поверхности ПТА, при которой геометрические параметры пластины и ее гофрировки строго соответствуют вычисленным оптимальным значениям. Этот алгоритм реализован в DLL модуле, который может быть внедрен для различных вычислений при оптимизации теплообменных сетей.

Процедура разработки оптимальной теплообменной сети является пошаговой, и использует стратегию модернизации, описанную в литературе [4]. На первом этапе моделирования разрабатывается начальная структура теплообменной сети с применением методов Пинч-анализа и интеграции тепловых процессов, и определяют потоки и позиции, на которых возможно применение ПТА. Для этих аппаратов вычисляются коэффициенты теплоотдачи и стоимостные функции. Используя полученные значения, процесс оптимизации повторяют заново, пока и находят новое оптимальное решение. Использование ПТА расширяет границы возможных вариантов теплообменных сетей и приводит к лучшему решению. Уменьшение отложений на интенсифицированной теплопередающей поверхности, является одним из возможных развитий теории внедрения теплообменных аппаратов такого класса, что является продолжением настоящей работы.

Литература

1. Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association, 9th edn., TEMA Inc., New York, 2007.
2. Wang, L., Sunden, B., Manglik, R.M., PHEs. Design, Applications and Performance, WIT Press, Southampton, UK, 2007.
3. Shah R.K., Seculic D.P. Fundamentals of Heat Exchanger Design, Wiley and Sons Ltd., New York, 2003.

4. Пластинчатые теплообменники в промышленности / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Арсеньева О.П. и др.– Харьков: НТУ «ХПИ», 2004.– 232 с.

Bibliography (transliterated)

1. Standards of the Tubular Exchanger Manufacturers Association, 9th edn., TEMA Inc., New York, 2007.
2. Wang, L., Sunden, B., Manglik, R.M., PHEs. Design, Applications and Performance, WIT Press, Southampton, UK, 2007.
3. Shah R.K., Seculic D.P. Fundamentals of Heat Exchanger Design, Wiley and Sons Ltd., New York, 2003.
4. Plastinchatye teploobmenniki v promyshlennosti Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Arsen'eva O.P. i dr.– Har'kov: NTU «HPI», 2004.– 232 p.

УДК 338.45:662.6

Арсеньєва О.П., Товажнянський Л.Л., Сміт Р., Булатов І.С., Капустенко П.О., Хавін Г.Л.

ПЕРЕВАГИ ІНТЕНСИФІКАЦІЇ ТЕПЛООБМІНУ ПРИ ПРОЕКТУВАННІ ТЕПЛООБМІННИХ СІТЕЙ

Розроблено математичну модель роботи пластинчатого теплообмінного апарату з урахуванням різних геометричних параметрів пластин. Створено алгоритм оптимізації на основі MINLP метода з обмеженнями у вигляді нерівностей. У якості цільової функції розглядається площа поверхні теплообміну апарату. До параметрів оптимізації належать висота гофри, довжина пластини, кут нахилу гофри до вертикальної вісі пластини та співвідношення кроку гофрування до висоті гофри. Алгоритм реалізовано у вигляді DLL модуля, що може бути впроваджено для різних обчислень при оптимізації теплообмінних сітей.

Arsenyeva O., Tovazhnyansky L., Smith R., Bulatov I., Kapustenko P., Khavin G.

THE ADVANTAGES OF HEAT TRANSFER ENHANCEMENT FOR HEAT EXCHANGER NETWORKS DESIGN

The mathematical model of plate heat exchanger with different geometrical parameters is considered. The optimization algorithm based on MINLP method with inequalities constraints is created. The heat transfer surface area of unit is considered as the objective function. The parameters of optimization are: the height of corrugation, the length of the plate, the corrugation angle to the vertical axis of the plate and the ratio of corrugation step to its height. The algorithm is implemented as DLL module that can be used for variety of calculations to optimize heat exchanger networks.