

ІТЕ ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Щоквартальний науково-практичний журнал

2'2016

Видання засновано Харківським державним політехнічним університетом у 1998 році
(з листопада 2000 р. – Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»)

Держвидання
Свідоцтво Міністерства інформації України
КВ № 3427 від 18.08.1998 р.

ЗАТВЕРДЖЕНО
постановою президії ВАК України
як наукове фахове видання
(протокол № 1-05/3 від 14.04.2010 р.)

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Головний редактор
Л. Л. Товажнянський,
член-кор. НАН України

Відповідальний секретар
К. О. Горбунов,
канд. техн. наук, доц.

ЧЛЕНИ РЕДКОЛЕГІЇ:

В. П. Мешалкін, *д-р техн. наук, проф.*,
РХТУ Москва (Росія)
Д. Б. Ферст, *ВА, ген. директор*
F. Executive Co. (Великобританія)
Й. Клемеш, *PhD, DSc (Hon)*
ун-та «Паннонія» (м. Веспрем, Угорщина)
та ун-та Манчестера (Великобританія)
В. Плешу, *PhD, проф.*, *ун-т POLITEHNICA*
Бухарест (Румунія)
П. Стехлік, *PhD, проф.*, *VUT Брно (Чехія)*
О. Б. Аніпко, *д-р техн. наук, проф.*
Є. І. Сокіл, *член-кор. НАН України*
П. А. Качанов, *д-р техн. наук, проф.*
В. А. Маляренко, *д-р техн. наук, проф.*
Д. Ф. Сімбірський, *д-р техн. наук, проф.*
В. П. Шапоров, *д-р техн. наук, проф.*
Ю. Б. Данилов, *д-р техн. наук, проф.*
С. В. Яковлев, *д-р фіз.-мат. наук, проф.*
Ю. М. Мацевітій, *акад. НАН України*
В. Є. Ведь, *д-р техн. наук, проф.*
Л. М. Ульянов, *д-р техн. наук*
П. О. Капустенко, *акад. Академії будівництва України*
О. П. Арсеньєва, *д-р техн. наук, доц.*

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:

61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21
Тел. 70-76-958

ЗМІСТ

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Бабиченко А. К., Кравченко Я. О.,
Бабиченко Ю. А., Красников И. Л.
Исследование эффективности процессов
теплообмена конденсационной колонны
крупнотоннажных агрегатов синтеза аммиака 3

Ганжа А. М., Кошельнік О. В., Павлова В. Г.,
Хавін Є. В., Заєць О. М.
Розробка перспективних систем утилізації
теплових вторинних енергоресурсів доменного
виробництва 10

Селихов Ю. А., Коцаренко В. А., Горбунов К. А.,
Жилин Д. А., Рыщенко И. М.
Теплоэнергетическая эффективность работы
системы охлаждения стекловаренной печи 18

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Бобух А. О., Дзевочко О. М., Подустов М. О.
Черножуков М. І.
Алгоритм оптимізації чистого доходу об'єкта
абсорбції-десорбції виробництва кальцинованої
соди 25

*Сулейменов У. С., Маляренко В. А.,
Костиков А. О., Камбаров М. А.,
Орлова Н. А., Загнойко В. В.*
Расчет нестационарного теплового
режима помещения
с теплоинерционными ограждающими
конструкциями 32

*Себко В. В., Бабенко В. Н.,
Арсланиев Т. М., Горбунова О. В.*
Исследование математической модели
процессов гидродинамического и
массообменного взаимодействия потоков
в ректификационной колонне 42

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

*Андреев С. Ю., Маляренко В. А.,
Шубенко О. Л., Бабак Н. Ю.,
Сенецкий О. В., Темнохуд І. О.*
Когенерация у водогрейных котельных
з котлами ПТВМ-100 при використанні
органічного циклу Ренкіна 48

*Арутюнян Т. В., Березка Т. О.,
Данилова Л. А., Досов І. Б.*
Ресурсозаощаджуюча технологія
солоду 61

Мезеря А. Ю.
Усовершенствование системы
автоматической подачи твердого
топлива и активатора горения
в топку котла тепловых
электростанций 71

Никольский В. Е., Лободенко А. В.
Термическое обезвреживание
жидких радиоактивных отходов
с применением аппаратов
погружного горения 77

Чейлитко А. О.
Дослідження можливості зміни
коефіцієнту теплопровідності металів
шляхом зміни розмірів
та розташування пор 82

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

Рассоха А. Н., Черкашина А. Н.
Исследование процессов на поверхности
модифицированного катионными
катализаторами наполнителя
фурано-эпоксидных композиционных
материалов 90

Затверджено Вченою радою НТУ «ХПІ» (протокол № 5 від 27.05.2016 р.)

Інтегровані технології та енергозбереження / Щоквартальний науково-практичний журнал. –
Харків : НТУ «ХПІ», 2016. – № 2. – 102 с.

Збірник наукових та науково-практичних статей з питань енергозбереження та сучасних технологій
різноманітних галузей промисловості.

Наукове видання

Щоквартальний науково-практичний журнал

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

2'2016

Технічний редактор *К. О. Горбунов*

Свідоцтво Державного комітету інформаційної політики, телебачення
та радіомовлення України: Серія КВ № 5212 від 18.06.2001 р.

Підп. до друку 16.06.2016 р. Формат 60 × 84 1/8. Папір офсетний.
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 5,2. Наклад 300 прим. 1-й з-д 1–50.
Зам. № 86. Ціна договірна.

Видавець і виготовлювач
Видавничий центр НТУ «ХПІ»,
вул. Фрунзе, 21, м. Харків-2, 61002.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р.

УДК 661.53:042.2

Бабиченко А.К., Кравченко Я.О., Бабиченко Ю.А., Красников И.Л.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА КОНДЕНСАЦИОННОЙ КОЛОННЫ КРУПНОТОННАЖНЫХ АГРЕГАТОВ СИНТЕЗА АММИАКА

Введение. Производство большей части аммиака в Украине осуществляется в крупнотоннажных агрегатах синтеза серии АМ-1360, построенных по традиционно принятой почти во всех странах схеме [1]. Данный агрегат представляет собой сложный единый энерготехнологический комплекс с большим числом обратных связей и содержит восемь основных отделений, конечным из которых является отделение синтеза. В отделении синтеза для извлечения продукционного аммиака из циркуляционного газа принята двухступенчатая схема конденсации за счет его охлаждения с последующей сепарацией. Применение аппаратов воздушного охлаждения (АВО) на первой стадии конденсации в связи с сезонными и суточными колебаниями температуры атмосферного воздуха приводит к изменению тепловой нагрузки на последующую вторичную стадию конденсации, в которой конденсация аммиака осуществляется в конденсационной колонне и двух параллельно работающих аммиачных низкотемпературных испарителях. Один из этих испарителей включен в схему работы двух абсорбционно-холодильных установок (АХУ), утилизирующих низкопотенциальную теплоту, а второй в схему работы аммиачного турбокомпрессорного холодильного агрегата (АТК), потребляющего до 4,8 тыс. кВт·ч электроэнергии [2], что составляет до 40 % потребления электроэнергии всего агрегата. При этом с повышением тепловой нагрузки на блок вторичной конденсации увеличивается не только потребление электроэнергии в АТК с целью обеспечения требуемой холодопроизводительности, но увеличивается и температура вторичной конденсации выше регламентной ($0 \div 5$ °С). Последнее обстоятельство обуславливает повышение расхода природного газа в дополнительный паровой котел производства высоко-атмосферного пара (10,5 МПа) на привод паровой турбины компрессоров азотородородной смеси и циркуляционного газа. По данным исследований представленных в работе [3] увеличение этой температуры на 1 °С приводит к повышению расхода природного газа на 307 тыс. нм³/год. В связи с этим синтез энергоэффективного аппаратурно-технологического оформления блока вторичной конденсации является актуальной задачей.

Решение таких задач, как известно [4], может быть осуществлено методом математического моделирования. Основным этапом моделирования является идентификация, в частности, для блока вторичной конденсации процессов теплообмена в конденсационной колонне.

Цель работы. Исследование эффективности процессов теплообмена в конденсационной колонне и определение основного его показателя – коэффициента теплопередачи.

Методика проведения и результаты исследований. Исследования выполнялись методом пассивного регистрационного эксперимента в промышленных условиях работы блока вторичной конденсации агрегата синтеза аммиака серии АМ–1360.

Сбор информации о параметрах осуществлялся с помощью средств контроля микропроцессорного информационно-управляющего комплекса ТДС-3000, установленного в центральном пункте управления. Для оценки эффективности полученных данных проводилось сравнение диапазонов изменения значений эксплуатационных показателей с допустимыми погрешностями измерения, которые бы находились в середине диапазона изменения показателей. Окончательное формирование выборки осуществлялось после оценки сходимости материального баланса по блоку вторичной конденсации с целью исключения динамических режимов. В ходе пассивного эксперимента после оценки качества полученной информации в соответствии с известным алгоритмом [5] сформирована выборка по наиболее характерным режимам работы конденсационной колонны. Некоторые из них представлены в табл. 1, а на рис. 1 – упрощенная схема конденсационной колонны с направлением движения потоков. Как видно, она представляет вертикальный

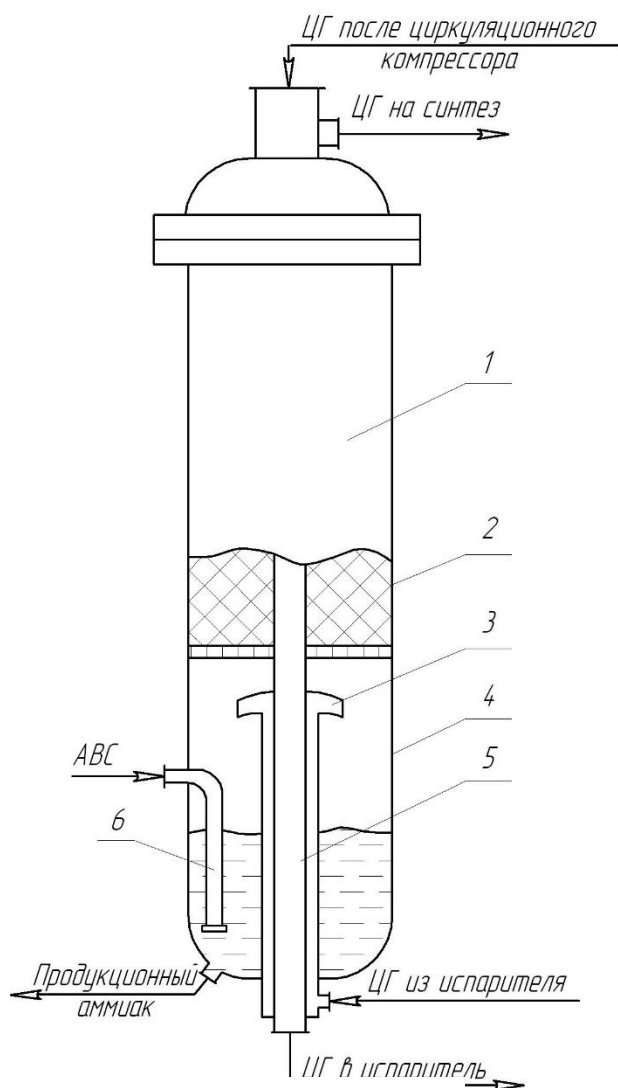


Рисунок 1 – Упрощенная схема конденсационной колонны: 1 – теплообменник; 2 – кольца Рашига; 3 – отбойник; 4 – корпус колонны; 5 – центральная труба; 6 – труба ввода АВС

аппарат высокого давления, состоящий из корпуса 4 и насадки. Насадка состоит из теплообменника, расположенного в верхней части, и сепаратора, включающего кольца Рашига 2 и свободный сепарационный объем. В слой жидкого аммиака в сепарационной части подводится азотоводородная смесь (АВС). В межтрубном пространстве теплообменника 1 проходит циркуляционный газ (ЦГ) после компрессора, а в трубном пространстве – охлаждающий ЦГ после испарителей, проходящий предварительно сепарационную часть.

Эффективность процесса теплообмена оценивалась коэффициентом теплопередачи K ($\text{Вт}/\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C}$), который определяется по уравнению:

$$K = Q / F \cdot \Delta t_{cp}, \quad (1)$$

где Q – тепловой поток теплообменника верхней части конденсационной колонны, Вт; $F=2120 \text{ м}^2$ – поверхность теплообмена; Δt_{cp} – средняя разность температур, $^\circ\text{C}$.

Вычисление теплового потока теплообменника осуществлялось по специально разработанному алгоритму. Первоначально определялась температура циркуляционного газа на выходе

сепарационной части t_{TR}^C путем решения системы уравнений теплового баланса этой части, основные из которых имеют следующий вид:

$$Q_{ABC} = Q_{MTP}^C + Q_{II}^C; \quad (2)$$

$$Q_{ABC} = M_{ABC} \cdot C_{ABC} \cdot (t_{ABC}^C - t_{TP}^C); \quad (3)$$

$$Q_{MTP}^C = M_{MTP}^C \cdot C_{MTP}^C \cdot (t_{TP}^C - t_{TP}^I) + M_{II}^C \cdot r^C + (M_{Ж}^C - 0,5 \cdot M_{II}^C) \cdot C_{Ж}^C \cdot (t_{TP}^C - t_{MTP}^I); \quad (4)$$

$$Q_{II}^C = G_{II}^C \cdot r^C; \quad (5)$$

$$G_{II}^C = V_{ABC} \cdot \frac{a_{NH_3}^C \cdot 0,771}{100 - a_{NH_3}^C}, \quad (6)$$

где $Q_{ABC}, Q_{MTP}^C, Q_{II}^C$ – количество теплоты, отданное ABC и пошедшее соответственно на нагрев циркуляционного газа из испарителя и испарение за счет теплообмена в слое жидкого аммиака, Вт; t_{TP}^C – температура циркуляционного газа после сепарационной части, °C; M_{MTP}^C – массовый расход газовой фазы циркуляционного газа, кг/с; $M_{II}^C, G_{II}^C, M_{Ж}^C$ – массовый расход соответственно испарившегося аммиака в потоке циркуляционного газа, за счет теплообмена в слое жидкого аммиака и жидкого аммиака в потоке циркуляционного газа на выходе, кг/с; $C_{ABC}, C_{MTP}^C, C_{Ж}^C$ – средние теплоемкости соответственно ABC, газовой фазы циркуляционного газа и жидкого аммиака из испарителя, кДж/(кг·град); r^C – теплота парообразования аммиака, кДж/кг.

Затем по найденной величине температуры t_{TP}^C устанавливались значения тепловых потоков по межтрубному Q_{MTP}^K и трубному Q_{TP}^K пространству по достаточно апробированным на практике уравнениям [6]:

$$Q_{MTP}^K = M_{MTP}^K \cdot C_{MTP}^K \cdot (t_{MTP}^K - t_{MTP}^I) + M_{СК} \cdot r_{MTP} + (M_{Ж}^K + 0,5 \cdot M_{СК}^K) \cdot C_{Ж}^K \cdot (t_{MTP}^K - t_{MTP}^I); \quad (7)$$

$$Q_{TP}^K = M_{TP}^K \cdot C_{TP}^K \cdot (t_{TP}^K - t_{TP}^C) + M_{Ж}^C \cdot (i_{II}^K - i_{Ж}^C), \quad (8)$$

где M_{MTP}^K, M_{TP}^K – массовый расход газовой фазы циркуляционного газа, кг/с; $M_{СК}, M_{Ж}^K, M_{Ж}^C$ – массовый расход соответственно сконденсировавшегося аммиака, жидкого аммиака на входе межтрубного и трубного пространства теплообменника, кг/с; $i_{Ж}^C, i_{II}^K$ – энтальпии соответственно жидкости и паров аммиака на входе и выходе трубного пространства теплообменника, кДж/кг; $C_{Ж}^K, C_{MTP}^K, C_{TP}^K$ – средние теплоемкости соответственно жидкого аммиака в межтрубном пространстве, газовых фаз циркуляционного газа межтрубного и трубного пространства теплообменника, кДж/(кг·град); r_{MTP} – теплота конденсации аммиака, кДж/кг.

Таблица 1 – Экспериментальные данные по режимам работы конденсационной колонны

№ режима	Циркуляционный газ на входе в колонну								Азотоводородная смесь на входе в сепаратор			Температура ЦГ на входе испарителя, t ^И _{МТР} , °С	Температура ЦГ на выходе испарителя, t ^И _{ТР} , °С	Циркуляционный газ на выходе из колонны						
	Расход V ^К _{МТР} *10 ³ , нм ³ /ч	Давление Р, МПа	Температура t ^К _{МТР} , °С	Концентрация, % об.					Расход V _{АВС} *10 ³ , нм ³ /ч	Давление Р _{АВС} , МПа	Температура t _{АВС} , °С			Расход V ^К _{ТР} *10 ³ , нм ³ /ч	Температура t ^К _{ТР} , °С	Концентрация, % об.				
				водород α ^К _{H2}	метан α ^К _{CH4}	азот α ^К _{N2}	аргон α ^К _{Ar}	аммиак α ^К _{NH3}								водород α ^К _{H2}	метан α ^К _{CH4}	азот α ^К _{N2}	аргон α ^К _{Ar}	аммиак α ^К _{NH3}
1	639,23	24,0	37	55,7	8,4	18,9	6,9	10,1	174	24,2	35	16	-0,5	774,2	25	62,2	7,2	21,3	6,0	3,3
2	621,25	22,4	42	55,9	8,0	19,6	6,8	8,6	175	23,2	36	19	-2	771,35	24	62,3	6,8	21,3	5,9	3,7
3	621,59	22,0	38	55,2	8,0	18,6	7,5	10,7	174	23,2	38	14	-6	756,29	24	62,4	6,9	20,6	6,5	3,6
4	617,33	22,0	40	54,8	8,5	19,0	8,0	9,9	167	23,2	42	18	-6	750,98	22	62,0	7,1	20,5	6,7	3,7
5	627,08	23,0	35	55,7	8,0	20,0	7,0	9,3	175	24,0	35	13	-2	770,72	22	61,7	6,9	21,9	6,0	3,5
6	656,55	23,0	39	56,3	8,7	18,3	7,9	8,8	175	23,5	35	15	-6	803,48	22	62,3	7,4	20,0	6,6	3,7
7	621,59	22,5	36	55,5	8,2	18,0	7,9	10,4	174	23,2	35	12	-7	757,44	20	62,3	7,0	20,5	6,7	3,5
8	616,96	22,6	42	55,3	7,9	18,3	8,0	10,5	163	23,1	43	20	-4	741,87	25	62,6	6,9	20,0	6,9	3,6
9	613,08	22,2	40	55,6	7,8	18,9	7,3	10,4	169	23,2	40	17	-4	745,12	24	62,8	6,5	20,8	6,3	3,6

 Примечание: состав АВС (% об.) - $\alpha^{\text{АВС}}_{\text{H}_2}=76,3$; $\alpha^{\text{АВС}}_{\text{CH}_4}=0,4$; $\alpha^{\text{АВС}}_{\text{N}_2}=23,2$; $\alpha^{\text{АВС}}_{\text{Ar}}=0,1$.

В случае не сходимости Q_{TP}^K и Q_{MTP}^K в режимах более чем на 5 % они исключались из рассмотрения. В табл. 2 приведены результаты расчетов коэффициента теплопередачи, номера режимов в которой соответствуют номерам в табл. 1.

Таблица 2 – Результаты расчетов коэффициента теплопередачи теплообменника конденсационной колонны

№ расчета	Тепловые потоки, МВт					Температура ЦГ на выходе сепарационной части t_{CTP} , °C	Несходимость теплового баланса, %	Коэффициент теплопередачи K, Вт/м²·°C
	Сепарационная часть			Теплообменник				
	Q^C_{ABC}	Q^C_{MTP}	$Q^C_{И}$	Q^K_{TP}	Q^K_{MTP}			
1	2,128	0,523	1,605	9,687	9,874	0,89	1,9	340,3
2	2,302	0,488	1,826	10,595	11,129	-0,68	4,9	271,9
3	2,605	0,837	1,779	11,385	11,385	-3,73	0,0	338,6
4	2,721	0,965	1,756	10,810	10,590	-3,33	1,8	256,6
5	2,233	0,523	1,721	9,687	10,048	-0,61	3,8	349,9
6	2,465	0,628	1,837	12,142	11,723	-4,3	3,4	310,1
7	2,326	0,604	1,733	10,839	11,036	-5,3	1,9	309,7
8	2,593	0,942	1,651	10,571	10,66	-1,4	0,8	260,9
9	2,535	0,814	1,709	10,443	10,932	-1,75	4,7	290,1

Анализ данных табл. 2 свидетельствует, что коэффициент теплопередачи в среднем почти в два раза меньше проектного (665 Вт/м²·°C). Поэтому, несмотря на соответствие температуры охлаждения циркуляционного газа в испарителях проектным показателям ($t_{MTP}^H = -2 \div -5$ °C) температура циркуляционного газа на выходе теплообменника конденсационной колонны значительно ниже проектной ($t_{TP}^K = 38$ °C). Такое несоответствие коэффициента теплопередачи очевидно обусловлено недооценкой, как установлено в ранее проведенных исследованиях по испарителям [7], дополнительного термического сопротивления конденсата. Кроме того, в проектных расчетах принимается температура конденсации t_{TP}^C в среднем на 2 °C выше, чем температура охлаждения циркуляционного газа t_{TP}^H [8]. Однако как свидетельствуют данные табл. 1 и табл. 2 такое допущение не всегда верно и зависит в основном от тепловой нагрузки с ABC. При этом величина $\Delta t = t_{TP}^C - t_{MTP}^H$ может изменяться в диапазоне 0÷2,5 °C, а от этого зависит установление действительной температуры вторичной конденсации. Последняя, как указывалось ранее, существенно влияет на энергоэффективность агрегата синтеза в целом.

Выводы. В результате исследований разработан алгоритм определения эффективности процесса теплообмена в конденсационной колонне. Установлена причина

несоответствия проектного и эксплуатационного коэффициента теплопередачи теплообменника конденсационной колонны. Разработана методика расчета действительной температуры вторичной конденсации, зависящей не только от эффективности охлаждения циркуляционного газа в испарителях, но и от тепловой нагрузки свежей азотоводородной смеси.

Литература

1. Аммиак. Обзор современных технологий [электронный ресурс] / Академия конъюнктуры Промышленных рынков. – Режим доступа: \www/URL:http://www.newchemistry.ru/letter.php?n_id = 682.
2. Постоянный технологический регламент производства аммиака цеха 1-Б, № 114 [текст] – Северодонецк:СГПП «Объединение «Азот», 2000. – 748 с.
3. Бабиченко А.К. Влияние температуры вторичной конденсации на экономические показатели работы агрегатов синтеза аммиака большой мощности [текст] / А.К. Бабиченко, В.Т. Ефимов // Вопросы химии и химической технологии. – К.: «Вища школа», 1986. – Вып.80. – С. 113–117.
4. Островский Г.М. Моделирование сложных химико-технологических схем [текст] / Г.М. Островский, Ю.М. Волин. – М.: Химия, 1975. – 312 с.
5. Грубов В.И. Математическое моделирование непрерывных технологических процессов [текст] / В.И. Грубов. – К.: Киевский университет, 1971. – 170 с.
6. Ефимов В.Т. Повышение эффективности абсорбционных холодильных установок в агрегате синтеза аммиака большой мощности [текст] / В.Т. Ефимов, С.А. Ерощенко, А.К. Бабиченко // Холодильная техника. – М.: Пищевая промышленность. – 1979. – №2. – С. 23–26.
7. Бабіченко А.К. Дослідження процесу теплообміну при конденсації аміаку з циркуляційного газу у випарниках великотоннажних агрегатів синтезу [текст] / А.К. Бабіченко, В.І. Тошинський, Є.А. Пирсенкова // Інтегровані технології та енергозбереження. – Х.: НТУ «ХПІ». – 2008. – №3. – С. 21–25.
8. Кузнецов Л.Д. Синтез аммиака [текст] / Л.Д. Кузнецов, Л.Д. Дмитренко, Ю.А Соколинский– М.: Химия, 1982. – 296 с.

Bibliography (transliterated)

1. Ammiak. Obzor sovremennykh tekhnologii [elektronnyi resurs] / Akademiya kon'yuktury Promyshlennykh rynkov. – Rezhim dostupa: \www/URL:http://www.newchemistry.ru/letter.php?n_id = 682.
2. Postoyanniy tekhnologicheskii reglament proizvodstva ammiaka tsekha 1-B, № 114 [tekst] – Severodonetsk:SGPP «Ob"edinenie «Azot», 2000. – 748 p.
3. Babichenko A.K. Vliyanie temperatury vtorichnoi kondensatsii na ekonomicheskie pokazateli raboty agregatov sinteza ammiaka bol'shoi moshchnosti [tekst] / A.K. Babichenko, V.T. Efimov // Voprosy khimii i khimicheskoi tekhnologii. – K.: «Vishcha shkola», 1986. – Vyp.80. – P. 113–117.
4. Ostrovskii G.M. Modelirovanie slozhnykh khimiko-tekhnologicheskikh skhem [tekst] / G.M. Ostrovskii, Yu.M. Volin. – M.: Khimiya, 1975. – 312 p.

5. Grubov V.I. Matematicheskoe modelirovanie nepreryvnykh tekhnologicheskikh protsessov [tekst] / V.I. Grubov. – K.: Kievskii universitet, 1971. – 170 p.
6. Efimov V.T. Povyshenie effektivnosti absorbtionnykh kholodil'nykh ustanovok v agregate sinteza ammiaka bol'shoi moshchnosti [tekst] / V.T. Efimov, S.A. Eroshchenkov, A.K. Babichenko // Kholodil'naya tekhnika. – M.: Pishchevaya promyshlennost'. – 1979. – №2. – P. 23–26.
7. Babichenko A.K. Doslidzhennya protsesu teploobminu pri kondensatsii amiaku z tsirkulyatsiinogo gazu u viparnikakh velikottonnazhnikh agregativ sintezu [tekst] / A.K. Babichenko, V.I. Toshins'kii, E.A. Pirsenkova // Integrovani tekhnologii ta energozberezhennya. – Kh.: NTU «KhPI». – 2008. – №3. – P. 21–25.
8. Kuznetsov L.D. Sintez ammiaka [tekst] / L.D. Kuznetsov, L.D. Dmitrenko, Yu.A. Sokolinskii – M.: Khimiya, 1982. – 296 p.

УДК 661.53:042.2

Бабіченко А.К., Кравченко Я.О., Бабіченко Ю.А., Красніков І.Л.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСІВ ТЕПЛООБМІНУ КОНДЕНСАЦІЙНОЇ КОЛОНИ ВЕЛИКОТОННАЖНИХ АГРЕГАТИВ СИНТЕЗУ АМІАКУ

У статті наведені результати розробки алгоритму визначення показників ефективності процесів теплообміну у конденсаційній колоні та встановлені причини невідповідності їх проектним. Визначена методика розрахунку дійсної температури вторинної конденсації у сепараційній частині колоні.

Babichenko A.K., Kravchenko Y.O., Babichenko J.A., Krasnikov I.L.

STUDY OF EFFICIENCY OF HEAT EXCHANGE PROCESS IN CONDENSING COLUMN OF LARGE-CAPACITY AMMONIA SYNTHESIS UNIT

This article presents the results of the algorithm development for determining heat exchange efficiency in condensing column. Set the reasons for discrepancies project. The method of calculating the actual secondary condensation temperature in the separation part of column has been determined.

УДК 669.162.2, 66.042.88

Ганжа А.М., Кошельник О.В., Павлова В.Г., Хавін Є.В., Заєць О.М.

**РОЗРОБКА ПЕРСПЕКТИВНИХ СИСТЕМ УТИЛІЗАЦІЇ ТЕПЛОВИХ
ВТОРИННИХ ЕНЕРГОРЕСУРСІВ ДОМЕННОГО ВИРОБНИЦТВА**

Вступ. Доменний процес являє собою сукупність механічних, фізичних фізико-хімічних явищ, що протікають у працюючій доменній печі. Шихтові матеріали, які завантажують у доменну піч (кокс, залізовмісні компоненти та флюс) в результаті протікання складних фізико-хімічних процесів перетворюються в чавун, шлаки й доменний газ. Кінцевим продуктом для доменної печі є чавун, проміжним продуктом – доменний газ, що поступає далі в систему підігріву доменного дуття [1].

Температура газів після печей доменного виробництва складає 200–300 °С, що не дозволяє нагріти повітря (холодне дуття), яке подається в піч, до високої температури. Але при цьому низькокалорійний доменний газ може бути використаний в якості палива в автономних теплообмінних апаратах для підігріву дуття. Тому в системі повітропостачання застосовуються регенеративні повітронагрівачі (ПН) різної конструкції [2]. У сучасних доменних цехах одну піч обслуговують три-чотири повітронагрівачі.

Виділення невирішеної частини загальної проблеми. Рівень нагріву гарячого дуття, який сьогодні складає 1150–1250 °С, визначає питому витрату коксу й продуктивність печей. Основними факторами, що впливають на величину економії коксу при нагрівання дуття, є: абсолютний рівень температури й вологості дуття, концентрація кисню в ньому, вихідне значення витрати коксу, а також витрата залізорудної шихти (кг/т чавуну). Так, підвищення температури дуття на кожні 10 °С при його температурі більше 1000 °С дає економію коксу 0,22–0,3 % [3].

Температура димових газів, що відходять, після ПН становить 250–400 °С. При цьому питома теплота димових газів повітронагрівачів складає близько 300 МДж/тонну чавуну [3]. Це свідчить про значний невикористаний потенціал вторинних енергоресурсів доменного виробництва. Для використання теплоти такого низького температурного потенціалу можливо введення додаткового ступеня утилізації теплоти, де застосовуються теплообмінні апарати, які показали свою ефективність при такому рівні температур. Це дасть можливість здійснити підігрів компонентів горіння для регенеративного повітронагрівача – доменного газу та повітря – до температури 150–180 °С, що в свою чергу дозволить підвищити температуру гарячого дуття до 1300–1350 °С. Крім того, одним із варіантів використання теплоти димових газів ПН є застосування утилізаційних енергоперетворювальних комплексів, що дозволять отримувати крім теплової, електричну енергію, а в разі необхідності й холод.

Викладення основного матеріалу дослідження. Найбільш ефективним з точки зору більш повного застосування енергетичного потенціалу органічного палива є використання утилізаційних схем з когенерацією або тригенерацією, тобто з одночасним виробленням теплової, електричної енергії та холоду. Висока термодинамічна ефективність водню є передумовою розгляду його в якості робочого тіла для теплоутилізаційних енергоперетворювальних комплексів. Технічні можливості теплоенергетичних

установок з термосорбційними компресорами (ТСК), спосіб роботи яких базується на властивості оборотних металогідридів поглинати водень низького тиску і виділяти його при нагріванні під підвищеним тиском, відкривають принципово новий шлях створення енергетичних установок, що зможуть забезпечити отримання різних видів енергії за рахунок споживання теплоти низького температурного потенціалу [4, 5].

З огляду на рівень температур (150–300 °C), при яких відбувається процес десорбції в ТСК, з'являється можливість використання в таких схемах теплових вторинних енергоресурсів високотемпературних теплотехнологічних комплексів доменного виробництва, де значна кількість теплоти втрачається з димовими газами, що йдуть. Розглянемо схему й цикл роботи утилізаційної установки для вироблення гарячого дуття та електроенергії, що використовує як робоче тіло водень (рис. 1).

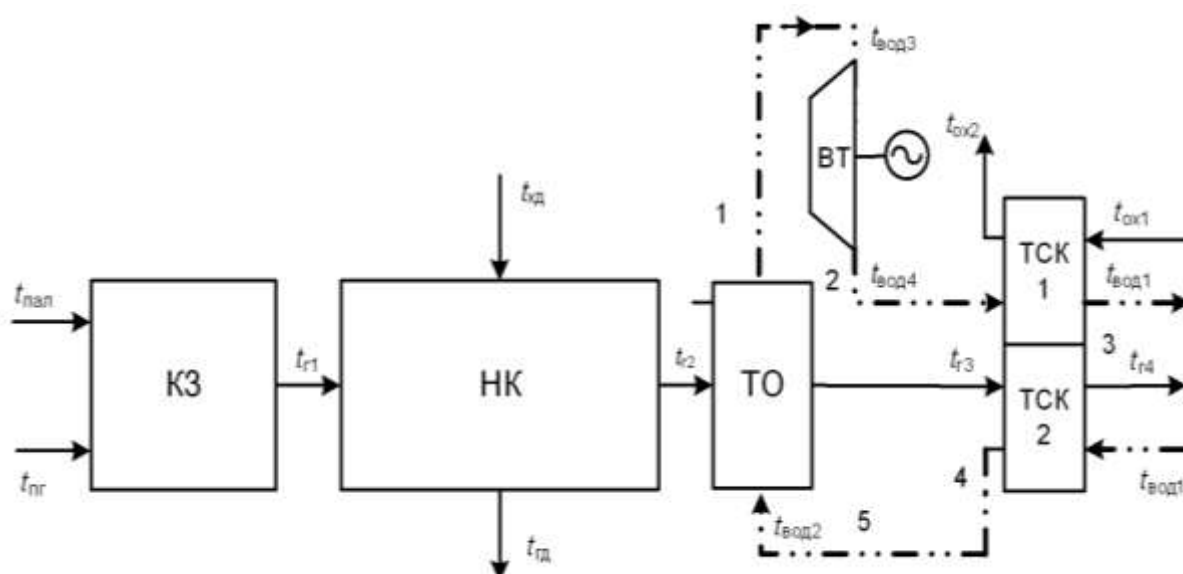


Рисунок 1 – Схема енерготехнологічного комплексу для виробництва гарячого дуття та електроенергії в доменному виробництві

Низькопотенційна теплота димових газів після доменного повітрянагрівача з камерою згоряння КЗ і насадковою камерою НК, передається в теплообмінному апарату ТО стислому водню та «гарячій» стороні термосорбційного компресора ТСК2. Процес нагрівання водню відбувається в теплообміннику ТО до температурного рівня $t_{\text{вод3}}$, а в водневій турбіні ВТ здійснюється розширення його до тиску P_2 . Після цього водень низького тиску подається на «холодну» сторону компресора ТСК1, де здійснюється процес сорбції водню металогідридом. Даний процес супроводжується виділенням певної кількості теплоти, яку необхідно відводити. Процес же стиснення водню до тиску P_1 здійснюється на «гарячій» стороні термосорбційного компресора.

Розглянемо роботу водневої енергоустановки в діапазоні температур димових газів після повітрянагрівача T_{12} від 523 до 723 К з кроком 50 К. Температура газів на виході після ТСК складає $T_{14} = 393$ К. Кількість теплоти, що відбирається від димових газів та передається силовому контуру

$$Q_r = G_r C_r (T_{r2} - T_{r4}). \quad (1)$$

Розглянемо роботу системи з термосорбційним компресором, в якому в якості гідриду використовується $\text{LaNi}_5\text{H}_{6,7}$. Теплота сорбції-десорбції гідриду – $q_s = 15500$ кДж/кг [6]. Тиск водню на виході з ТСК складає $P_5 = 2$ МПа. Температура робочого тіла в точках 4 і 5 в області «ізотермічного плато» $T_4 = T_5$, тиск – $P_4 = P_5$. При максимальній температурі газів $T_{г2}$ приймемо перепад температур між газами і воднем $\Delta T_1 = T_{г2} - T_{\text{вод}3} = 100$ К, тобто температура водню в точці 1 складає $T_1 = T_{г2} - \Delta T_1$. Величина перепаду температур $\Delta T_2 = T_{г4} - T_{\text{вод}2}$ дорівнює 22 К.

Для визначення кількості робочого тіла в водневому контурі скористаємося формулою

$$G_{\text{H}_2} = \frac{Q_{\text{г}}}{q_s + C_{p_{\text{H}_2}}(T_1 - T_5)}. \quad (2)$$

Потужність водневої турбіни знаходиться як

$$N_{\text{т}} = G_{\text{H}_2} C_{p_{\text{H}_2}} T_1 \left(1 - \frac{1}{(P_5 / P_3)^{(k-1)/k}} \right), \quad (3)$$

де $k = 1,41$ – показник адіабати для водню; $\pi_{\text{тск}} = P_5 / P_3$ – ступінь підвищення тиску в термосорбційному компресорі.

Для теплотехнологічного комплексу з отриманням гарячого дуття та електроенергії формула для коефіцієнту досконалості системи може бути представлена у вигляді

$$\eta_{\text{дс}} = \left[W_1 t_{г2} - W_2 t_{г4} - \overline{W}_{\text{д}} T_0 \ln(T_{гд} / T_0) + \overline{W}'_{\text{д}} \ln(T_{\text{хд}} / T_0) - \Delta E_0 + \right. \\ \left. + W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}1} + \left(1 - \frac{1}{\pi_{\text{тск}}^{(k-1)/k}} \right) \eta_{0i} \eta_{\text{м}} \eta_{\text{ел}} + W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}3} - W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}2} \right] / Q_{\text{н}}^{\text{р}}, \quad (4)$$

де $W_1, W_2, \overline{W}_{\text{д}}, \overline{W}'_{\text{д}}, W_{\text{H}_2}$ – водяні еквіваленти продуктів згоряння, дуття (середні) та водню; ΔE_0 – приріст ексергії системи; $\eta_{0i} = 0,82$ – відносний внутрішній ККД турбіни; $\eta_{\text{м}} = 0,985$ – механічний ККД турбіни; $\eta_{\text{ел}} = 0,97$ – ККД електрогенератора; $Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ – теплота згоряння газоподібного палива.

В табл. 1 наведено результати розрахунків основних характеристик роботи водневого теплоутилізаційного комплексу при температурі димових газів на вході в ТСК від 523 до 723 К при постійній їх витраті.

Штучний холод на промисловий підприємствах виробляється в основному в компресійних холодильних машинах. Холод можливо отримати також в пароежекторних та абсорбційних холодильних машинах, що використовують низькопотенційну теплоту димових газів або водяної пари. Сьогодні на металургійних підприємствах працюють пароежекторні холодильні машини [1]. На деяких підприємствах встановлені бромистолітієві машини, що використовують для отримання холоду теплоту газів після нагрівальних печей листопрокатного стану.

Як альтернативу розглянемо можливість отримання холоду за допомогою абсорбційної установки з термосорбційним компресором на водні. Основним функціональним елементом конструкції холодильної установки є термосорбційний металогідридний компресор (рис. 2).

Таблиця 1 – Характеристики водневого контуру енергосилової установки для вироблення гарячого дуття та електроенергії

Температура димових газів на вході в ТСК T_{r2} , К	523	573	623	673	723
Теплота, що передається водневому контуру Q_r , кВт	7224,4	10003	12781,6	15560,2	18339
Витрата робочого тіла в водневому контурі G_{H_2} , кг/с	0,453	0,589	0,723	0,845	0,959
Потужність водневої турбіни N_T , кВт	301,7	1254,3	2183,4	3404,7	4554,4

В ньому в результаті теплової взаємодії металогідриду з димовими газами, що відходять, здійснюється перетворення теплоти Q_r в енергію стисненого водню при температурі десорбції $t_{дес}$ (процес 4-5-6). Для отримання більш низького температурного потенціалу холодоагенту, необхідно забезпечити охолодження стисненого водню (процес 6-1). Це можливо здійснити за допомогою повітря, води або регенеративним способом з підігрівом водню на ділянці 3-3'.

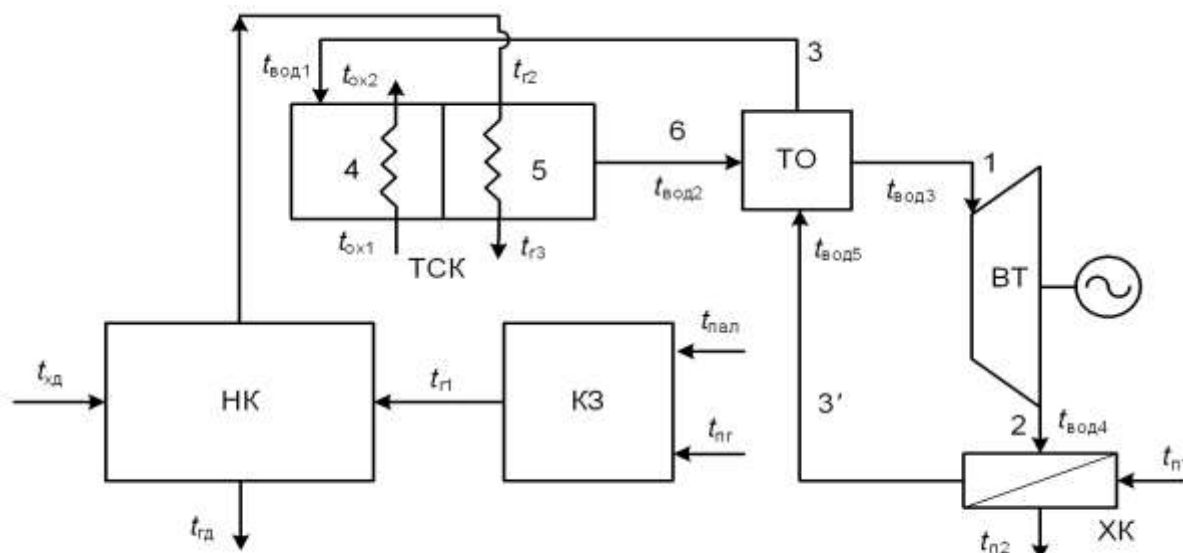


Рисунок 2 – Схема теплоутилізаційного комплексу з термосорбційним компресором для отримання теплової, електричної енергії та холоду

В даній установці раціональним є отримувати холод за рахунок адіабатного розширення (процес 1-2) від температурного рівня $t_{вод3} < t_{дес}$ до рівня $t_{вод4} = t_{нс}$. В результаті можливо отримувати як механічну енергію, так і холод. В холодильній камері ХК

підтримується температура $t_{\text{вод}5}$ за рахунок передачі теплоти водню на ділянці 2-3'. Після регенерації водень з температурою $t_{\text{вод}1}$ подається в відповідну ступінь ТСК, де здійснюється його сорбція (процес 3-4). Тут необхідною умовою здійснення процесу є відведення теплоти середовищу, що охолоджує, з температурою $t_{\text{ох}1} < t_{\text{сорб}}$. В другому ступені компресору при підведенні теплоти відбувається ізобарний нагрів гідриду (процес 4-5), а потім десорбція водню (процес 5-6), тобто цикл замикається. Кількість теплоти, що відбирається від димових газів та передається силовому контуру, розраховується за формулою (2). Кількість робочого тіла в водневому контурі:

$$G_{\text{H}_2} = Q_{\text{r}} / q_{\text{s}} \quad (5)$$

Кількість теплоти, що регенерується:

$$Q_{\text{рег}} = G_{\text{H}_2} C_{\text{pH}_2} (T_6 - T_1) \quad (6)$$

Холододатність розраховується за формулою

$$Q_{\text{x}} = G_{\text{H}_2} C_{\text{pH}_2} (T_1 - T_2) \quad (7)$$

Потужність водневої турбіни знаходиться за формулою (3). Для схеми силової водневої енергоустановки для вироблення теплової, електричної енергії та холоду формула для коефіцієнту досконалості системи має наступний вигляд:

$$\eta_{\text{дс}} = \left[W_1 t_{\text{r}2} - W_2 t_{\text{r}3} - \bar{W}_{\text{д}} T_0 \ln(T_{\text{гд}} / T_0) + \bar{W}'_{\text{д}} \ln(T_{\text{хд}} / T_0) - \Delta E_0 + W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}1} + \right. \\ \left. + \left(1 - \frac{1}{\pi_{\text{тск}}^{(k-1)/k}} \right) \eta_{0\text{i}} \eta_{\text{м}} \eta_{\text{ел}} + W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}3} - \right. \\ \left. - W_{\text{H}_2} t_{\text{вод}2} - \bar{W}_{\text{H}_2} T_0 \ln(T_{\text{вод}5} / T_0) + \bar{W}'_{\text{H}_2} T_0 \ln(T_{\text{вод}4} / T_0) \right] / Q_{\text{H}}^{\text{p}} \quad (8)$$

Розрахунки параметрів схеми виконано для наступних умов – тиск на вході в ТСК $P_3 = 0,2$ МПа, тиск водню після ТСК $P_5 = 2$ МПа, температура димових газів після ТСК $T_{\text{г}3} = 393$ К. В табл. 2 наведено основні параметри роботи комбінованої водневої установки для виробництва гарячого дуття, електроенергії та холоду

Отриманий холод може бути використаний в холодильниках систем охолодження доменних печей, основним призначенням яких є охолодження окремих елементів печі, підтримка оптимального температурного профілю печі та створення такого температурного режиму, при якому на холодильниках утворюється гарнісаж, що захищає конструкції печі від впливу продуктів плавки.

Для оцінки ефективності роботи складних теплотехнологічних комплексів промислових підприємств доцільно використовувати коефіцієнт досконалості системи $\eta_{\text{дс}}$, який включає в себе енергію, що підводиться, та придатну для технічного використання $E_{\text{підв}}$ та витрачену енергію $E'_{\text{від}}$ з урахуванням усіх зовнішніх втрат ексергії в кожному окремому елементі системи. Цей коефіцієнт розраховується за

формулою $\eta_{\text{дс}} = 1 - E'_{\text{від}} / E_{\text{підв}}$.

Таблиця 2 – Характеристики водневого контуру енергосилової установки для вироблення теплової, електричної енергії та холоду

Температура газів на вході в ТСК $T_{\text{Г2}}$, К	523	573	623	673	723
Теплота, що передається водневому контуру $Q_{\text{Г}}$, кВт	7224,4	10003	12781,6	15560,2	18339
Витрата водню G_{H_2} , кг/с	0,466	0,645	0,825	1,001	1,183
Теплота, що регенерується $Q_{\text{рег}}$, кВт	486,5	673,3	861,2	1044,9	1234,9
Потужність водневої турбіни $N_{\text{Т}}$, кВт	967,4	1338,9	1712,6	2077,9	2455,8
Холодовидатність $Q_{\text{х}}$, кВт	479,7	663,9	849,2	1030,3	1217,7

В табл. 3 наведено порівняльні характеристики роботи доменного повітрянагрівача для трьох варіантів – без додаткової утилізації тепла (варіант 1), з виробленням електроенергії (варіант 2) та виробленням електроенергії і холоду (варіант 3) на базі термосорбційного компресору та водневої турбоустановки.

Таблиця 3 – Залежність коефіцієнту досконалості системи $\eta_{\text{дс}}$ від температури димових газів після доменного повітрянагрівача

Температура димових газів $t_{\text{Г2}}$, °С	250	300	350	400
Варіант 1	0,5116	0,4895	0,4668	0,4438
Варіант 2	0,5168	0,5029	0,4905	0,4793
Варіант 3	0,5257	0,5091	0,4920	0,4746

Аналізуючи дані табл. 3, можливо відзначити, що в установках з ТСК та водневою турбіною коефіцієнт досконалості системи у всьому діапазоні температур димових газів більше, ніж для установок без утилізації теплоти. Для температур $t_{\text{Г}} \leq 350$ °С найбільшу ефективність мають установки з виробленням електроенергії та холоду на базі ТСК, а для більш високого рівня температур – з виробленням електроенергії.

Висновки. Таким чином, проведений аналіз роботи водневих енергоперетворювальних комплексів в теплотехнологічних схемах доменного виробництва показав доцільність застосування схем, ключовими елементами яких є термосорбційний металогідридний компресор та воднева турбоустановка. Однак слід зазначити, що при розгляданні питань застосування теплоутилізаційних комплексів на базі ТСК та водневих турбін на діючих промислових підприємствах, необхідно додатково проводити ком-

плексний аналіз отриманих результатів. Покращення показників енергетичних установок, в тому числі теплоутилізаційних, можливо тільки при аналізі складної сукупності пов'язаних між собою факторів. Існуючий функціональний зв'язок економічних, експлуатаційних і конструктивних характеристик дозволяє отримати їх оптимальні значення, що потребує проведення комплексу додаткових досліджень.

Позначки: T – температура; E – ексергія; Q – теплота; W – водяні еквіваленти; C – масова теплоємність; G – масова витрата; P – тиск; дес – десорбція; сорб – сорбція; вод – водень; г – гази; хд – холодне дуття; гд – гаряче дуття; пал – паливо; пг – повітря горіння; ох – охолоджуюча рідина; нс – навколишнє середовище.

Література

1. Товаровский И.Г. Доменная плавка. Эволюция, ход процессов, проблемы и перспективы / И.Г. Товаровский. – Днепропетровск: Пороги, 2003. – 596 с.
2. Грес Л.П. Энергосбережение при нагреве доменного дутья / Л.П. Грес. – Днепропетровск: Пороги, 2004. – 209 с.
3. Большаков В.И. Состояние и перспективы развития черной металлургии Украины на основе энергосберегающих технологий / В.И. Большаков // Металлургическая и горнорудная промышленность. – 2006. – № 2. – С. 2–5.
4. Развитие водородгидридной техники и технологии / В.В. Соловей, В.М. Кошельник, Ю.Ф. Шмалько, А.В. Кошельник // Экотехнологии и ресурсосбережение. – 2006. – № 1. – С. 31–37.
5. Проблемы применения водорода в энергетике / Ю.Н. Шалимов [и др.] // ISJAEЕ. – 2005. – № 7. – С. 21–28.
6. Антонова М.М. Свойства гидридов металлов / М.М. Антонова. – Киев: Наукова думка, 1975. – 127 с.

Bibliography (transliterated)

1. Tovarovskiy I.G. Domennaya plavka. Evolyutsiya, hod protsessov, problemy i perspektivy / I.G. Tovarovskiy. – Dnepropetrovsk: Porogi, 2003. – 596 p.
2. Gres L.P. Energoberezhenie pri nagreve domennogo dutya / L.P.Gres. – Dnepropetrovsk: Porogi, 2004. – 209 p.
3. Bolshakov V.I. Sostoyanie i perspektivy razvitiya chernoy metallurgii Ukrainyi na osnove energosbere-gayuschiy tehnologii/ V.I. Bolshakov // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost. – 2006. – № 2. – P. 2–5.
4. Razvitie vodorodgidridnoy tehniki i tehnologii / V.V. Solovey, V.M. Koshelnik, Yu.F. Shmalko, A.V. Koshelnik // Ekotehnologii i resursoberezhenie. – 2006. – № 1. – P. 31–37.
5. Problemy primeneniya vodoroda v energetike / Yu.N. Shalimov [i dr.] // ISJAEЕ. – 2005. – № 7. – P. 21–28.
6. Antonova M.M. Svoystva gidridov metallov / M.M. Antonova. – Kiev: Naukova dumka, 1975. – 127 p.

УДК 66.042.88, 666.1.031.2

Ганжа А.Н., Кошельник А.В., Павлова В.Г., Хавин Е.В., Заец Е.М.

РАЗРАБОТКА ПЕРСПЕКТИВНЫХ СИСТЕМ УТИЛИЗАЦИИ ТЕПЛОВЫХ ВТОРИЧНЫХ ЭНЕРГОРЕСУРСОВ ДОМЕННОГО ПРОИЗВОДСТВА

Для дальнейшего повышения эффективности использования топлива в технологических схемах доменного производства предложено применение металлгидридных систем утилизации низкопотенциальных тепловых выбросов регенеративных теплообменных аппаратов доменных печей. Разработана схемы теплоутилизационных энерго-технологических комплексов для производства тепловой, электрической энергии и холода за счет теплоты дымовых газов доменного производства. С применением методов исследований, основанных на использовании эксергетических функций, проведен анализ работы предложенных водородных энергопреобразующих комплексов. Получены основные характеристики водородного контура энергосиловых установок в диапазоне температур дымовых газов от 523 до 723 К.

Ganzha A.M., Koshelnik O.V., Pavlova V.G., Khavin E.V., Zayets O.M.

THE DEVELOPMENT OF THE PROMISING SYSTEMS OF THE BLAST FURNACE PROCESS RECOVERED ENERGY RESOURCES UTILIZATION

The application of the metal hydride systems of the low potential waste heat recovery of the blast furnaces regenerative heat exchangers for the further increase of the efficiency of fuel use in the blast furnace technological processes is suggested. The models of the waste heat recovery power and technological plants for the production of thermal and electric power and refrigeration at the cost of flow gases waste heat are developed. The analysis of the suggested hydrogen energy conversion plants using the research methods based on the exergy functions is carried out. The main characteristics of the power plants hydrogen circuit in the range of flue gas temperatures 523–723 K are determined.

УДК 66.041: 666.1.031.2

Селихов Ю.А., Коцаренко В.А., Горбунов К.А., Жилин Д.А., Рыщенко И.М.

**ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ
СИСТЕМЫ ОХЛАЖДЕНИЯ СТЕКЛОВАРЕННОЙ ПЕЧИ**

В современных экономических условиях для многих промышленных производств актуальными являются вопросы рационального использования энергетических ресурсов, потребность в которых удовлетворяется, как правило, за счет дорогостоящего природного газа [1]. Коэффициент полезного действия промышленных высокотемпературных теплотехнологических установок (ВТУ) не превышает 20–30 % из-за высоких потерь теплоты в окружающую среду, что свидетельствует о необходимости проведения работ по энергосбережению. Использование системного анализа при изучении теплотехнологии производства стекломассы позволило выделить перспективные направления по энергосбережению и решить ряд практических задач применительно к плавильным агрегатам ванного типа [2, 3]. Одним из направлений ресурсосбережения и снижения энергоемкости производства стекломассы является повышение стойкости стеклоплавильных агрегатов. Огнеупоры стен, работающие в агрессивной среде в диапазоне температур 1320–1650 °С по сравнению с огнеупорами свода и подины, подвержены наиболее интенсивному разрушению. Причем характерным является интенсивное разрушение огнеупоров на уровне зеркала стекломассы. Это приводит к значительному повышению температуры на наружной поверхности стен варочного бассейна, которая может превышать 300 °С. С ростом температуры значительно возрастает скорость коррозии огнеупоров, которая может составлять от 0,1–0,2 мм/сутки для бакора и до 5–6 мм/сутки для плавленого кварца. В этом случае существенно увеличиваются тепловые потери через ограждения агрегатов, ухудшаются условия работы обслуживающего персонала. С уменьшением толщины огнеупорных блоков стен варочного бассейна возникает реальная опасность прорывов расплава стекломассы. В итоге это приводит к преждевременному останову агрегатов для холодного ремонта, что оказывает отрицательное влияние на технико-экономические показатели работы технологических агрегатов. Таким образом, длительность срока эксплуатации определяется, прежде всего, стойкостью кладки стен варочного бассейна, а межремонтный период печей, несмотря на применение искусственного охлаждения, может достигать в зависимости от сорта выплавляемой стекломассы и применяемых огнеупоров от нескольких месяцев до 2–3 лет. По сравнению с зарубежными агрегатами срок их эксплуатации соответственно в 2,5–3 раза ниже [4]. Для повышения стойкости элементов стеклоvarенных печей, прежде всего стен варочного бассейна, применяются различные способы охлаждения [5–6]. На основе технико-экономических расчетов были обоснованы и в последующем реализованы предложения и рекомендации по использованию системы испарительного охлаждения (СИО) для стеклоvarенной печи при производстве алюмоборосиликатного стекла. Исследованы охлаждаемые конструкции плоской формы с установленными в них экранными поверхностями из стальных труб. Установка охлаждаемых панелей предусмотрена по периметру ванны с наружной стороны. Панели представляют собой вертикальные экраны, сваренные из стальных труб диаметром $d = 59 \times 8$ мм с ребрами, соединенными верхним и нижним коллекторами. Экраны смонтированы в стальном корпусе прямоугольной формы, изготовленном из стального листа с заполнением межтрубного пространства специальным жаростойким бетоном, а между бетоном и

наружной металлической стенкой прокладка из изоляционного материала [3]. Для оценки работоспособности экранов СИО проведена диагностика температурного состояния элементов в интервале температур 1550–1570 °С, соответствующему режиму варки алюмоборосиликатного стекла с учетом динамики разрушения огнеупорной кладки. Результаты промышленной эксплуатации агрегата показали надежность работы элементов системы, что позволило снизить уровень температур на внешней поверхности стен варочного бассейна [7–9]. При этом технологический агрегат кроме стекло-массы вырабатывал и насыщенный водяной пар, что открыло возможность реализовать различные схемы энерготехнологического комбинирования. СИО, которая смонтирована по периметру варочного бассейна, позволила повысить надежность стен варочного бассейна, замедлить его разрушение на отдельных участках. Однако при осмотре варочного бассейна установлено, что отдельные панели испытали значительные тепловые нагрузки через разрушение огнеупорного бруса и материала-наполнителя панелей, которое есть следствием физико-химических взаимодействий материалов с агрессивной движущей средой при высокой температуре. К таким элементам относятся панели в зоне протока, загрузочного кармана, ряд панелей боковой стенки, а также верхняя часть панелей, которая испытывает значительно большие тепловые нагрузки, чем нижняя часть экранов. Зафиксировано неравномерное разрушение огнеупорной кладки по периметру стен варочного бассейна, отсюда и наличие неравномерных температурных полей по всей плоскости внешних стен бассейна. Поэтому на наружной поверхности панелей СИО тоже наблюдается неравномерное температурное поле, а уровень температур может достигать от 100 до 190 °С. В тоже время, количество теплоты с наружной поверхности охлаждаемых элементов не использовалась и терялась безвозвратно. Вышеперечисленные факторы обуславливают необходимость комплексного подхода к решению ряда взаимосвязанных задач энергосбережения в теплотехнологии производства стекломассы, как на стадии проектирования, так и на стадии эксплуатации стекловаренных печей, параметрической диагностики и оптимального управления. Нового подхода требует и разработка системы оценки энергетического совершенства тепловых схем, выбор аппаратного оформления технологического процесса при использовании действующих рекомендаций в условиях отсутствия достаточно надежной и научно обоснованной информации. Поэтому, все вышеперечисленные задачи являются актуальными.

Цель статьи. Усовершенствовать систему охлаждения СИО. По периметру стен СИО были поставлены сборные модули 8 [4], которые состоят из плоских металлических коллекторов, установленных своим плоским боком плотно без зазоров к внешней поверхности панелей СИО. Была разработана и предложена усовершенствованная система охлаждения, которая показана на рис. 1.

На рисунке 1 показана принципиальная схема усовершенствованной системы охлаждения стен варочного бассейна ванной стекловаренной печи, работающая следующим образом. Теплоноситель подается через вентиль 1 в установку водоподготовки 2, после которой через вентиль 3 циркуляционными насосами 4 направляется через вентили 30 и 28 снизу в СИО и в вентили 5 и 27 в плоские коллектора и под давлением насосов вода заполняет внутреннюю полость системы СИО и плоских коллекторов, отбирает тепло у внешней поверхности стен 6 варочного бассейна и внешней поверхности СИО и через вентили 9, 10, 12, 13 выходит из СИО и плоского коллектора и поступает через вентиль 14 в емкость с фильтром для очистки от химических элементов и далее через вентили 16, 17 и 18 в первую и вторую секции бака-аккумулятора 31, где

через вентиль 21 циркуляционным насосом 20 подается на хозяйственные нужды 19 предприятия. В случае переполнения бака-аккумулятора 31 включаются два контура схемы соответственно: первый контур включается, когда происходит переполнение бака-аккумулятора 31, тогда закрываются вентили 17, 18 и через вентиль 16 осуществляется подача горячего теплоносителя на нужды предприятия 19; второй контур включается, когда на нужды предприятия 19 не нужно подавать теплоноситель, тогда закрывается вентиль 21 и через вентили 22 и 24 циркуляционным насосом 23 теплоноситель из бака-аккумулятора 31 подается в подающий трубопровод перед вентилем 1. Термодатчики, которые размещены перед вентилями 9, 10, 12, 13 в патрубках передают сигнал на автоматику про уровни температур теплоносителя. При повышении температуры теплоносителя выше заданного значения, автоматически увеличивается подача теплоносителя при помощи циркуляционных насосов. Таким образом, автоматизированная система обеспечивает надежную работу системы охлаждения без вмешательства человека, хотя в случае необходимости предусматривается ручное управление системой охлаждения.

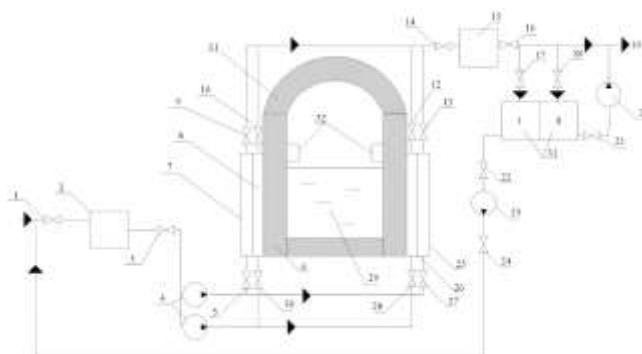


Рисунок 1 – Принципиальная схема усовершенствованной системы охлаждения стен ванной стекловаренной печи

Для предложенной схемы выполнены теплотехнические расчеты по использованию усовершенствованных элементов системы водяного охлаждения. Расчеты выполнены для системы с постоянной температурой воды на входе $t_n = 15^\circ\text{C}$ при условии использования водяного охлаждения по периметру варочного бассейна с заданной величиной поверхности нагрева. Результаты расчетов системы водяного охлаждения при изменении режимных параметров приведены в таблице 1.

Установлено, что в диапазоне температур воды на выходе из коллектора 20–95 $^\circ\text{C}$ и расхода воды от 0,0040698 до 0,2 кг / (м²·с) величина теплового потока изменяется от 2,728 до 2145,28 КВт. Это обеспечивает реальную возможность утилизировать тепловые потери практически для всех возможных режимов работы агрегата со значительным запасом по тепловой мощности.

Результаты расчетов показали, что в данном случае представляется возможность использовать на технологические нужды дополнительное количество тепловой энергии, которое ранее не использовалось.

$$Q_B = G_B (I_B'' - I_B'), \quad (1)$$

где Q_B – количество теплоты, полученное от горячей воды, кВт; G_B – массовый расход воды, кг/(м²·с); I_B' – энтальпия воды на входе в коллектор; I_B'' – энтальпия воды на выходе из коллектора.

Таблица 1 – Тепловые режимы системы водяного охлаждения агрегата

№ п/п	G , кг/(м ² ·с)	t_k , °C	q , кВт/м ²	Q , кВт
1	0,0040698	95	1,364	43,654
2	0,0040698	80	1,1083	35,454
3	0,0040698	60	0,7673	24,552
4	0,0040698	50	0,5968	19,096
5	0,0040698	40	0,4263	13,64
6	0,0040698	30	0,2558	8,184
7	0,0040698	20	0,0853	2,728
36	0,100	95	33,52	1072,64
37	0,100	80	27,235	871,52
38	0,100	60	18,855	603,36
39	0,100	50	14,665	469,28
40	0,100	40	10,475	335,2
41	0,100	30	6,285	201,12
42	0,100	20	2,095	67,04
43	0,150	95	50,28	1608,96

В случае использования на предприятии горячей воды, производимого системой охлаждения, может быть получена экономия топлива B , величина которой в котельной составит:

$$B = \frac{G_B (I_B'' - I_B')}{Q_H^P \cdot \eta_K}, \quad (2)$$

где Q_H^P – теплота сгорания условного топлива; η_K – коэффициент полезного действия котла (КПД).

Общая экономия тепловой энергии ΔQ :

$$\Delta Q = \Delta Q_{\Pi} + \Delta Q_{XB} + \Delta Q_{УГ}, \quad (3)$$

где ΔQ_{Π} – экономия тепловой энергии от полученного пара в СИО; ΔQ_{XB} – экономия тепловой энергии от полученной горячей воды в системе охлаждения внешней поверхности СИО; $\Delta Q_{УГ}$ – экономия тепловой энергии от уходящих газов.

Экономия топлива B при использовании пара СИО и горячей воды:

$$B = \frac{G_{\Pi} (I_{\Pi} - I_B)}{Q_H^P \cdot \eta_{K1}} + \frac{G_B (I_B'' - I_B')}{Q_H^P \cdot \eta_{K2}}, \quad (4)$$

где G_{Π} – массовый расход пара; I_{Π} – энтальпия пара; $I_{\text{В}}$ – энтальпия питательной воды.

Годовая экономия условного топлива B_{Γ} при заданной продолжительности потребления горячей воды $T_{\text{В}}$ составит величину:

$$B_{\Gamma} = B \cdot T_{\text{В}}. \quad (5)$$

В качестве примера, расчеты были выполнены для природного газа и системы охлаждения с заданной температурой воды на входе при условии использования водяного охлаждения по всему периметру варочного бассейна с относительно небольшой площадью варочного бассейна. Расчеты показали, что даже при частичном использовании горячей воды может быть получена значительная экономия природного газа на предприятии, см. рис. 2.

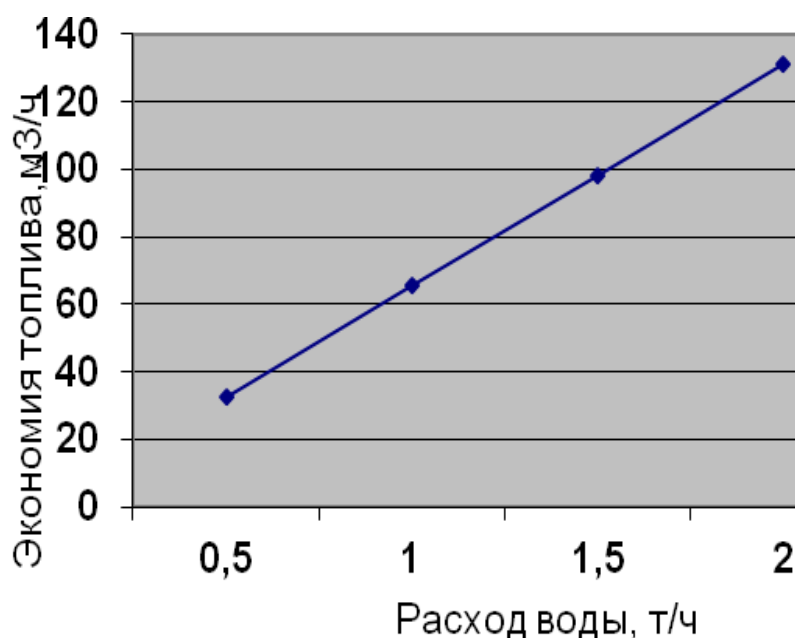


Рисунок 2 – Экономия топлива при получении горячей воды

Выводы

Результаты приведенных исследований позволяют:

1. Значительно снизить температуру охлаждаемой поверхности, обеспечить реальную возможность использовать теплоту, отводимую от поверхности ограждения бассейна на технологические нужды предприятия.
2. Получить реальную возможность утилизировать тепловые потери практически для всех возможных режимов работы агрегата со значительным запасом по тепловой мощности.
3. Обеспечить более равномерные температурные поля по всей поверхности, снизить температуру поверхности до 90 °С и одновременно наиболее полно использо-

вать теплоту, отводимую от поверхности ограждения бассейна на технологические нужды предприятия.

4. Получить реальную экономию топлива.

5. Обеспечить снижение теплового загрязнения окружающей среды и уменьшение выбросов оксидов азота за счет снижения расхода топлива, сжигаемого в промышленных котельных.

Литература

1. Гойхман В.Ю., Руслов В.Н., Костыря В.А. Печная теплотехника в производстве стекла. – Харьков: Факт, 1997. – 288 с.
2. Энергосбережение при варке стекла / Г.М. Матвеев, В.В. Миронов, Э.М. Раскина, К.Е. Тарасевич // Стекло и керамика. – 1998.– №11.– С. 10–11.
3. Кошельник В.М., Долженко Е.Ю., Кошельник А.В., Киуила И.Г. Перспективные направления энерготехнологического комбинирования на основе стекловаренных печей // Інтегровані технології та енергозбереження. – 1999. – №2. – С. 31–39.
4. Кошельник В.М., Селихов Ю.А., Кошельник О.В., Долженко О.Ю. Ванна скловарна піч. Патент України № 20031212106. Бюл. №12, 2004.
5. Интегрированные энергосберегающие теплотехнологии в стекольном производстве: Монография / Л.Л. Товажнянский, В.М. Кошельник, В.В. Соловей, А.В. Кошельник; Под ред. В.М. Кошельника. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008 – 628 с.
6. Ключников А.Д. Энергетика, теплотехнология и вопросы энергосбережения. – М.: Энергоатомиздат, 1986. – 128 с.
7. Тепловые процессы в технологии силикатных материалов: Учебник для вузов / И.А. Булавин, И.А. Марков, А.Я. Рапопорт, В.К. Хохлов.– М.: Стройиздат, 1982– 248 с.
8. Пиоро Л.С. Экономия топлива в производстве стекла. –К.: Наук. Думка, 1981– 140 с.
9. Кошельник В.М., Селихов Ю.А., Кошельник А.В., Долженко Е.Ю. Совершенствование конструктивных элементов системы охлаждения высокотемпературных агрегатов ванного типа // Інтегровані технології та енергозбереження.– 2004.– №2.– С. 22–27.

Bibliography (transliterated)

1. Goyhman V.Yu., Ruslov V.N., Kostyirya V.A. Pechnaya teplotekhnika v proizvodstve stekla. – Harkov: Fakt, 1997. – 288 p.
2. Energoberezhenie pri varke stekla / G.M. Matveev, V.V. Mironov, E.M. Raskina, K.E. Tarasevich // Steklo i keramika. – 1998.– #11.– P. 10–11.
3. Koshelnik V.M., Dolzhenko E.Yu., Koshelnik A.V., Kiula I.G. Perspektivnyie napravleniya energotekhnologicheskogo kombinirovaniya na osnove steklovarenyyih pechey // Інтегровані технології та енергозбереження. – 1999. – #2. – P. 31–39.
4. Koshelnik V.M., Selihov Yu.A., Koshelnik O.V., Dolzhenko O.Yu. Vanna sklovarna pich. Patent Ukrayini # 20031212106. Byul. #12, 2004.

5. Integrirovannyye energosberegayushchie teplotekhnologii v stekolnom proizvodstve: Monografiya / L.L. Tovazhnyanskiy, V.M. Koshelnik, V.V. Solovey, A.V. Koshelnik; Pod red. V.M. Koshelnika. – Harkov: NTU «HPI», 2008 – 628 p.
6. Klyuchnikov A.D. Energetika, teplotekhnologiya i voprosy energosberezheniya. – M.: Energoatomizdat, 1986. – 128 p.
7. Teplovyye protsessy v tekhnologii silikatnykh materialov: Uchebnik dlya vuzov / I.A. Bulavin, I.A. Markov, A.Ya. Rapoport, V.K. Hohlov. – M.: Stroyizdat, 1982 – 248 p.
8. Pioro L.S. Ekonomiya topliva v proizvodstve stekla. – K.: Nauk. Dumka, 1981. – 140 p.
9. Koshelnik V.M., Selihov Yu.A., Koshelnik A.V., Dolzhenko E.Yu. Sovershenstvovanie konstruktivnykh elementov sistemy ohlazhdeniya vyisokotemperaturnykh agregatov vannogo tipa // Integrovani tekhnologiyi ta energozberezheniya. – 2004. – #2. – P. 22–27.

УДК 66.041: 666.1.031.2

Селіхов Ю.А., Коцаренко В.О., Горбунов К.О., Жилін Д.А., Рищенко І.М.

ТЕПЛОЕНЕРГЕТИЧНА ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОТИ СИСТЕМИ ОХОЛОДЖУВАННЯ СКЛОВАРНОЇ ПЕЧІ

Запропонована система охолодження зовнішньої поверхні стін скловарної печі, яка дозволяє: забезпечити більш рівномірні температурні поля по всій площі стін варильного басейну, що дає можливість уповільнити процес руйнування вогнетривкої кладки і понизити температуру поверхні від 60 до 90 °С і одночасно найповніше використовувати теплоту, що відводиться від поверхні системи випарного охолодження на технологічні потреби підприємства; забезпечити реальну економію палива, забезпечити зниження теплового забруднення навколишнього середовища і зменшення викидів оксидів азоту за рахунок зниження витрати палива, що спалюється в промислових котельнях.

Selikhov Y.A., Kotsarenko V.A., Gorbunov K.A., Zhilin D.A., Ryschenko I.M.

HEAT ENERGY EFFICIENCY OF FUNCTIONING SYSTEM WITH COOLING OF STOVE GLASS

The system of cooling of external surface of walls of stove glass is boiling in which is offered, allowing: to provide more even temperature fields on all area of walls of pool of stove, that enables to slow the process of destruction of the heat-resistant laying and reduce the temperature of surface from 60 to 90 °C and simultaneously most full to utilize a warmth, taken from the surface of the system of the evaporated cooling on the technological needs of enterprise; to provide the real economy of fuel; to provide the decline of thermal contamination of environment and diminishing of the troop landings of oxides of nitrogen due to the decline of expense of fuel, burned in industrial boiler rooms.

УДК 661.333(075)–048.34:005.337

Бобух А.О., Дзевочко О.М., Подустов М.О. Черножуков М.І.

АЛГОРИТМ ОПТИМІЗАЦІЇ ЧИСТОГО ДОХОДУ ОБ'ЄКТА АБСОРБЦІЇ-ДЕСОРБЦІЇ ВИРОБНИЦТВА КАЛЬЦИНОВАНОЇ СОДИ**Вступ**

Виробництво кальцинованої соди за аміачним способом відноситься до складних неперервних хіміко-технологічних систем і детально розглядається в багатьох книгах, зокрема [1, 2]. Порівняльний аналіз відомих техніко-економічних критеріїв керування хіміко-технологічними виробництвами, дозволив зробити висновок про те, що стосовно до виробництва кальцинованої соди за аміачним способом (ВКС) доцільно відмовитися від обліку ефекту покращання використання основних фондів, оскільки це виробництво характеризується тим, що приріст його доходу компенсує збільшення експлуатаційних витрат. Тим більше, що відмова від обліку ефекту покращання використання основних фондів компенсується збільшенням можливостей накопичення, важливим джерелом якого є приріст чистого доходу [3].

З урахуванням наведеного був розроблений конкретний вид критерію чистого доходу для об'єкту абсорбції-десорбції ВКС, обґрунтована доцільність його використання та формалізована задача оптимізації цього об'єкту, яку доцільно розглядати як розв'язання двох задач керування на великих (8 годин – тривалість робочої зміни неперервних виробництв) та малих (реальний масштаб – в межах великого) інтервалах часу, при цьому на першому інтервалі часу треба розв'язувати задачу оптимізації, а на другому – задачу стабілізації [4].

Мета роботи

Розробити алгоритм оптимізації чистого доходу об'єкту абсорбції-десорбції виробництва кальцинованої соди за аміачним способом через визначення чистого доходу кожного із елементів при керування цим об'єктом на великих інтервалах часу.

Основна частина

Розглянемо формальну постановку задачі керування типовим чотириелементним ($i = \overline{1,4}$) об'єктом абсорбції-десорбції (ОАБ-ДС) ВКС у вигляді чистого доходу ($D(t)$) через визначення чистого доходу (D_i) кожного із чотирьох елементів на великому інтервалі часу [4], при цьому треба передбачити, що необхідні математичні моделі попередньо отримані [5]:

$$D(t) = \sum_{i=1}^4 D_i(X_{ji}, Y_{si}, t), \quad (1)$$

де керуючі (вхідні) параметри ($j = \overline{1,5}$):

X_{1i} – витрати фільтрової рідини на i -й елемент, м³/год.; X_{2i} – витрати пари на i -й елемент, т/год.; X_{3i} – витрати очищеного розсолу на i -й елемент, м³/год.; X_{4i} – витрати

вапняної суспензії на i -й елемент, $\text{м}^3/\text{год}$; X_{51} – сумарні витрати холодної води на i -й елемент, $\text{м}^3/\text{год}$.

Керовані параметри ($s = \overline{1,5}$):

Y_{1i} – поточне значення концентрації аміаку в амонізованому розсолі після i -го елемента ОАБ-ДС, $\text{кмоль}/\text{м}^3$; Y_{2i} – поточне значення концентрації хлору в амонізованому розсолі після i -го елемента ОАБ-ДС, $\text{кмоль}/\text{м}^3$; Y_{3i} – поточне значення температури суміші аміаку, вуглекислого газу та пари i -го елемента ОАБ-ДС, $^\circ\text{C}$; Y_{4i} – концентрація аміаку в суспензії дистиляції i -го елемента ОАБ-ДС, $\text{кмоль}/\text{м}^3$; Y_{5i} – концентрація хлору в суспензії дистиляції i -го елемента ОАБ-ДС, $\text{кмоль}/\text{м}^3$.

З урахуванням лінійності отриманих моделей та обмежень керовані параметри визначені у вигляді:

$$Y_{si}(t) = \sum_{j=1}^5 a_{sji} X_{ji} + a_{soi} + f_{si}(t) + \xi_{si}, \quad (2)$$

де a_{sji}, a_{soi} – коефіцієнти при вхідних параметрах та вільний член відповідно; $f_{si}(t)$ – тренд $Y_{si}(t)$; ξ_{si} – неконтрольовані збурення;

$$\begin{aligned} X_{ji}^{\min} &\leq X_{ji}(t) \leq X_{ji}^{\max}, \quad (j = \overline{1,5}; i = \overline{1,4}), \\ Y_{si}^{\min} &\leq Y_{si}(t) \leq Y_{si}^{\max}, \quad (s = \overline{1,5}). \end{aligned} \quad (3)$$

$$R - \varepsilon \leq \sum_{i=1}^4 X_{1i}(t) \leq R + \varepsilon, \quad (4)$$

$$G_1 \leq \frac{Y_{1i}(t)}{Y_{2i}(t)} \leq G_2, \quad \text{або} \quad G_1 Y_{2i}(t) \leq Y_{1i}(t) \leq G_2 Y_{2i}(t). \quad (5)$$

R – сумарні витрати по ведучому потоку – фільтровій рідині, що залежать від плану випуску кальцинованої соди, $\text{м}^3/\text{т}$ соди; ε – мале число, що залежить від концентрації аміаку в фільтровій рідині; $G_1 = 1,12$; $G_2 = 1,17$ – обмеження, які характеризують ступінь абсорбції аміаку очищеними розсолом.

Оскільки задачу керування на великому інтервалі часу для типового чотириелементного ($i = \overline{1,4}$) об'єкту абсорбції-десорбції (ОАБ-ДС) ВКС у вигляді чистого доходу ($D(t)$) необхідно визначати за чистими доходами (D_i) кожного із чотирьох елементів, для розробки алгоритму оптимізації чистого доходу ОАБ-ДС необхідно виконати декомпозицію формули (1), при цьому отримуємо:

$$D(t) = \max_{X_{1i}} \sum_{i=1}^4 \max_{X_{ji}, j \neq 1} D_i(X_{ji}, Y_{si}, t). \quad (6)$$

Задача розробки алгоритму оптимізації чистого доходу $D(t)$ ОАБ-ДС з ураху-

ванням декомпозиції за формулою (6) розпадається на чотири задачі оптимізації пониженої розмірності та задачу визначення оптимуму за X_{li} – витратою фільтрової рідини як ведучого потоку на кожний елемент ($i = \overline{1,4}$) ОАБ-ДС. Ці задачі доцільно інтерпретувати так, що необхідно розробити алгоритм-координатор, який шляхом видачі координуючих впливів, що пов'язані обмеженням (4), буде визначати режим пошуку оптимумів чистого доходу по кожному із чотирьох елементів ОАБ-ДС. В результаті знайдених оптимумів в алгоритмі-координаторі буде формуватися повна функція чистого доходу при заданих координуючих впливах та нові координуючі впливи з метою пошуку оптимуму нової повної функції чистого доходу. Кількість повторень пошуку за координуючими впливами в задачах наведеного класу визначається вибором алгоритму пошуку та додатковою інформацією, яку має розробник алгоритмів систем керування. Для систем керування ОАБ-ДС додатковою інформацією є похибки обчислення чистого доходу за формулою (1), яка, при умові, що величини керуючих впливів задаються точно, визначається точністю ідентифікації математичних моделей за формулою (2). При заданій точності цих моделей похибка за формулою (2) визначається у вигляді:

$$\Delta D(t) = \sum_{i=1}^4 \sum_{s=1}^5 \left| \frac{\partial D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)}{\partial Y_{si}} \right| \Delta Y_{si}, \quad (7)$$

де $\Delta D(t)$ – похибка обчислення чистого доходу; ΔY_{si} – похибки математичних моделей.

Зазначимо, що якщо похибка обчислення чистого доходу перевищує деяку межу, тоді, на основі формули (7) шляхом аналізу, можна визначити в яких контурах ідентифікації та на скільки необхідно підвищити точність ідентифікації. Окрім того, формулу (7) можна інтерпретувати як функцію чутливості оцінки чистого доходу до зміни точності ідентифікації.

Важливість визначення похибки оцінки чистого доходу зумовлена тим, що ця оцінка дозволяє визначити інтервал зміни обчислення величини чистого доходу та інтервал зміни видачі керуючих впливів, для яких різниця поміж істинним значенням чистого доходу та – оціненим не перевищує величини розглянутої похибки. Тим самим, указаний інтервал зміни видачі керуючих впливів приблизно визначає величину можливої (допустимої) дискретизації керуючих впливів.

Визначимо величину дискретизації керуючих впливів (X_{li}) в передбаченні, що ця величина однакова для усіх елементів ОАБ-ДС. Введемо функцію чутливості та запишемо її в вигляді:

$$\Delta D(t) = \sum_{i=1}^4 \left| \frac{\partial D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)}{\partial X_{li}} \right| \Delta X_{li}. \quad (8)$$

В формулі (8) ΔX_{li} представляє собою шукаючі величини дискретизації витрати фільтрової рідини X_{li} на кожний елемент ОАБ-ДС. Вбачаючи ΔX_{li} однаковими для усіх елементів ОАБ-ДС та застосовуючи формулу (7), отримаємо:

$$\Delta X_{li} = \frac{\sum_{i=1}^4 \sum_{s=1}^5 \left| \frac{\partial D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)}{\partial Y_{si}} \right|}{\sum_{i=1}^4 \left| \frac{\partial D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)}{\partial X_{li}} \right|} \Delta Y_{si}. \quad (9)$$

Таким чином, задачу пошуку координуючих впливів в неперервній області можна замінити задачею оптимізації в дискретній області з «розумною» оцінкою похибки відповідно за формулами (7)–(9). Отож треба підкреслити, що, для вирішення задач оптимізації чистого доходу по кожному із елементів ОАБ-ДС при фіксованих значеннях координуючих впливів, дискретизація керуючих впливів із послідуною оптимізацією та оптимізація при неперервному варіанті суттєво відрізняються.

Визначення оптимуму за формулою (6) при обмеженнях за формулами (2)–(5), відомих максимумів $\sum_{i=1}^4 D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)$ та фіксованих значень X_{li} (визначених із інтервалом дискретизації ΔX_{li}) зводиться до задачі пошуку шляху максимальної довжини на мережі, вузли якої являють собою дозволені стани ОАБ-ДС, а зв'язки – величини чистого доходу при переході від одного стану до другого. При цьому під дозволеним станом ОАБ-ДС треба розуміти допустимі стосовно обмежень за формулами (2)–(5) сукупності керуючих впливів X_{li} .

Задачі наведеного класу вирішуються із застосуванням методів нелінійного та динамічного програмування [6–10]. Безпосередні відношення до задач, які розглядаються, мають сформульовані рекурентні функціональні рівняння Р. Беллмана (10) та обмеження (11)–(14):

$$f_i(X_{li}, R_i) = \max_{X_{li}} (D_i(X_{ji}, Y_{si}, t) + f_{i-1}(X_{li-1}, R_{i-1})), \quad (10)$$

$$f_0 = 0, \quad (11)$$

$$R_i = R - \sum_{g=1}^i X_{1g}, \quad (12)$$

$$f_4 = \max_{X_{li}} \sum_{i=1}^4 D_i(X_{ji}, Y_{si}, t), \quad (13)$$

$$X_{li}^{\min} \leq X_{li} \leq X_{li}^{\max}. \quad (14)$$

При цьому треба пам'ятати, що дискретизація X_{li} приводе до того, що мале число ε в формулі (4) буде дорівнювати нулю, а тому введена нова перемінна – R_i , яка визначається співвідношенням за формулою (12) та має фізичний смисл перерозподіленого навантаження (фільтрової рідини) поміж (4-й) елементами ОАБ-ДС.

Вирішення функціональних рівнянь за формулою (10) виконується чисельно, але при цьому для чисельної реалізації розроблюваного алгоритму суттєве значення мають наступні співвідношення відносно R_i (15) та X_{li} (16):

$$(4-i)X_{1i}^{\min} \leq R_i \leq (4-i)X_{1i}^{\max}, \quad (15)$$

$$(i-1)X_{1i}^{\min} \leq R - (R_i + X_{1i}) \leq (i-1)X_{2i}^{\max}, i = \overline{1,4}. \quad (16)$$

Формули (15) та (16) дозволяють, якщо розрахована дискретизація X_{1i} , визначити число вузлів в мереженій задачі, до якої зведена початкова задача. А вираз (17):

$$R_i + X_{1i} = R_{i-1}, \quad (17)$$

дозволяє визначити зв'язки поміж вузлами, другими словами – зв'язок існує, якщо виконується рівняння (17).

Для вирішення задач подібних задачі за формулою (1) при обмеженнях за формулами (2)–(5) використовується також метод штрафних функцій [6–10]. В цьому випадку вирази для визначення чистого доходу елементів ОАБ-ДС представляються в модифіковану функцію цілі (L_i) у вигляді:

$$L_i = \sum_{i=1}^4 D_i(X_{ji}, Y_{si}, t) + \sum_j \frac{\alpha_j}{h_j} \sum_k \alpha_k g_k^2, \quad (18)$$

де h_j – ліва частина обмежень виду нерівностей, які приведені до форми $h_j > 0$; g_k – обмеження виду рівностей; α_j, α_k – параметри, які підбираються при обчисленні оптимуму ($\alpha_j > 0, \alpha_k > 0$).

Рішення задачі визначення оптимуму за формулою (18) методами нелінійного програмування приводить до визначення локального оптимуму $\sum_{i=1}^4 D_i(X_{ji}, Y_{si}, t)$ при визначених вище обмеженнях.

Практичне використання розробленого алгоритму оптимізації чистого доходу об'єкта абсорбції-десорбції виробництва кальцинованої соди за аміачним способом через визначення чистого доходу кожного із елементів при керування цим об'єктом на великих інтервалах часу може бути реалізоване при розробці комп'ютерно-інтегрованого керування цим виробництвом, буде сприяти підвищенню ефективності його функціонування та зниженню енергетичних витрат.

Висновок

В результаті досліджень розроблений алгоритм оптимізації чистого доходу об'єкта абсорбції-десорбції виробництва кальцинованої соди за аміачним способом через визначення чистого доходу кожного із чотирьох елементів при керування цим об'єктом на великих інтервалах часу. Показано, що задача розробки алгоритму оптимізації чистого доходу розпадається на чотири задачі оптимізації пониженої розмірності та задачу визначення оптимуму за витратами фільтрової рідини як ведучого потоку на кожний елемент, які вирішуються із застосуванням методів нелінійного та динамічного програмування.

Література

1. Шокин И.Н. Технология соды [Текст] / И.Н. Шокин, С.А. Крашенинников. – М.: Химия. 1975. – 287 с.
2. Зайцев И.Д. Производство соды [Текст] / И. Д. Зайцев, Г.А. Ткач, Н.Д. Стоев. – М.: Химия. 1984. – 312 с.
3. Бобух А.А. Автоматизированная система управления технологическими процессами содового производства: Обзорная информация / А.А. Бобух, В.М. Момот, Л.А. Байбакова. – М.: НИИТЭХИМ. 1981. – 36 с.
4. Бобух А.А. Выбор и оптимизация критерия управления объектом абсорбции-десорбции производства кальцинированной соды [Текст] / А.А. Бобух, А.М. Дзевочко, М.А. Подустов, А.Н. Переверзева, Р.С. Романенко // Щоквартальний науково-практичний журнал «Інтегровані технології та енергозбереження». Видавничий центр НТУ «ХПІ». – 2015. № 4. – С. 72–81.
5. Бобух А.А. Двухшаговый адаптивный алгоритм идентификации нестационарных объектов [Текст] / А.А. Бобух, А.М. Дзевочко, М.А. Подустов, А.С. Кравченко // Вісник НТУ «ХПІ». – Серія: Хімія, хімічна технологія та екологія. – Х.: НТУ «ХПІ». – 2015. № 30 (1139). – С. 11–17.
6. Робертс С. Динамическое программирование в процессах химической технологии и методы управления [Текст] / С. Робертс. – М.: Мир. 1965. – 480 с.
7. Беллман Р. Динамическое программирование и современная теория управления [Текст] / Р. Беллман, Р. Калаба. – М.: Наука. 1969. – 118 с.
8. Базара М. Нелинейное программирование. Теория и алгоритмы [Текст] / М. Базара, К. Шетти. Пер. с англ. – М.: Мир. 1982. – 563 с.
9. Хедли Дж. Нелинейное и динамическое программирование [Текст] / Дж. Хедли. – М.: Мир. 1997. – 507 с.
10. Беллман Р. Прикладные задачи динамического программирования [Текст] / Р. Беллман, С. Дрейфус. – М.: Наука. 2005. – 460 с.

Bibliography (transliterated)

1. Shokin I.N. Tehnologiya sodyi [Tekst] / I.N. Shokin, S.A. Krashennnikov. – Moscow: Himiya, 1975. – 287 p.
2. Zaytsev I.D. Proizvodstvo sodyi [Tekst] / I.D. Zaytsev, G.A. Tkach, N.D.Stoev – Moscow: Himiya. 1984. – 264 p.
3. Bobuh A.A. Avtomatizirovannaya sistema upravleniya tehnologicheskimi protsessami sodovogo proizvodstva: Obzornaya informatsiya / A.A. Bobuh, V.M. Momot, L.A. Baybakova. – M.: NIITEHIM. 1981. – 36 p.
4. Bobuh, A.A. Vy`bor i optimizatsiia kriteriia upravleniia ob`ektom absorbtcii-desorbtcii proizvodstva kal`tsinirovannoi` sody` [Tekst] / A.A. Bobukh, A.M. Dzevochko, M.A. Podustov, A.N. Pereverzeva, R.S. Romanenko // Shchokvartal`nii` nauково-praktichnii` zhurnal "Integrovani tekhnologii ta energozberezhennia". Vidavnichii` centr NTU "KHPI". 2015. № 4. P. 72–81.
5. Bobuh A.A. Dvuhshagovyy adaptivnyy algoritm identifikatsii nestatsionarnykh ob`ektov [Tekst] / A.A. Bobuh, A.M. Dzevochko, M.A. Podustov, A.S. Kravchenko // Visnik NTU «KHPI». –2015. № 30 (1139). – P. 11–17.

6. Roberts S. Dinamicheskoe programmirovaniye v protsessakh himicheskoi` tekhnologii i metody` upravleniia [Tekst] / S. Roberts. – M.: Mir. 1965. – 480 p.
7. Bellman R. Dinamicheskoe programmirovaniye i sovremennaya teoriya upravleniya [Tekst] / R. Bellman, R. Kalaba . – M.: Nauka. 1969. – 118 p.
8. Bazara M. Nelineynoe programmirovaniye. Teoriya i algoritmyi [Tekst] / M. Bazara, K. Shetti. Per. s ang. – M.: Mir. 1982. –563 p.
9. KHedli Dzh. Nelinei`noe i dinamicheskoe programmirovaniye [Tekst] / Dzh. KHedli. – M.: Mir. 1997. – 507 p.
10. Bellman R. Prikladny`e zadachi dinamicheskogo programmirovaniia [Tekst] / R. Bellman, S. Drei`fus. – M.: Nauka. 2005. – 460 p.

УДК 661.333(075)–048.34:005.337

Бобух А.А., Дзевочко А.М., Подустов М.А. Черножуков М.И.

АЛГОРИТМ ОПТИМИЗАЦИИ ЧИСТОГО ДОХОДА ОБЪЕКТА АБСОРБЦИИ-ДЕСОРБЦИИ ПРОИЗВОДСТВА КАЛЬЦИНИРОВАННОЙ СОДЫ

В результате исследований разработан алгоритм оптимизации чистого дохода объекта абсорбции-десорбции производства кальцинированной соды по аммиачному способу через определение чистого дохода каждого из четырех элементов при управлении этим объектом на больших интервалах времени. Показано, что задача разработки алгоритма чистого дохода распадается на четыре задачи оптимизации пониженной размерности и задачу определения оптимума по расходу фильтровой жидкости как ведущего потока на каждый элемент, которые решаются с применением методов нелинейного и динамического программирования.

Bobukh A.A., Dzevochko A.M., Podustov M.A., Chernozhukov M.I.

ALGORITHM OF NET INCOME OPTIMIZATION OF ABSORPTION-DESORPTION OBJECT OF THE SODA ASH PRODUCTION

As a result of researches the algorithm of net income optimization of absorption-desorption object of the soda ash production on an ammoniac way through definition of net income of each of four elements at management of this object on big intervals of time is developed. It is shown that the problem of net income algorithm development breaks up to four problems of the lowered dimension optimization and a problem of definition an optimum of filter liquid consumption as leading stream on each element, which are solved with nonlinear and dynamic programming methods application.

УДК 697:536

Сулейменов У.С., Маляренко В.А., Костиков А.О., Камбаров М.А., Орлова Н.А.,
Загнойко В.В.

РАСЧЕТ НЕСТАЦИОНАРНОГО ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА ПОМЕЩЕНИЯ С ТЕПЛОИНЕРЦИОННЫМИ ОГРАЖДАЮЩИМИ КОНСТРУКЦИЯМИ

Обеспечение эффективности энергопотребления является в настоящее время актуальной задачей. Один из способов снижения энергопотребления в жилых зданиях – применение переменных режимов отопления при условии сохранения комфортных условий в помещении [1, 2].

Согласно [2, 3] проектирование зданий и систем отопления или разработка мероприятий с целью их модернизации осуществляется исходя из теплотехнических расчётов для самой холодной пятидневки с учётом сопротивления теплопередачи ограждающих конструкций. Такие расчёты проводятся в стационарной постановке с использованием уравнения теплопередачи.

Переменный режим отопления подразумевает периодическое изменение мощности тепловыделения отопительных приборов в течение суток. При этом наряду с переменными во времени температурой воздуха в помещении и теплопотерями температурные поля в ограждающих конструкциях здания также являются нестационарными.

В известных работах [4–7], посвященных анализу работы дежурного отопления, не всегда теплоаккумулирующая способность ограждающих конструкций учитывается достаточно полно, не учитывается структура ограждающих конструкций, либо распределение температуры в них. В некоторых из этих работ принимают допущения (неизменность во времени внешних тепловых воздействий, стационарность начального и конечного состояния и т.п.), существенно сужающие область применения рассматриваемых методик определения теплового состояния. Кроме того, во всех вышеупомянутых работах не рассматривается теплообмен со смежными помещениями.

Для определения полей температуры и скоростей воздуха в помещении при прогреве его теплым полом использована нестационарная трехмерная компьютерная модель сопряженного теплообмена [7–8]. В качестве граничных условий задавалась постоянная температура на внутренних поверхностях ограждающих конструкций, что далеко от действительности при реальных переменных режимах отопления. Кроме того, довольно таки большое время расчёта делает проблемным применение трехмерных нестационарных моделей сопряженного теплообмена для проведения многовариантных расчётов. Предлагаемый в [9] квазистационарный подход, то есть замена нестационарной сопряженной задачи на стационарную для определения температурного состояния помещения в текущий момент времени, лишает возможности адекватного учёта аккумуляирования тепла в ограждающих конструкциях.

Таким образом, проблема совершенствования математических моделей для теплотехнических расчётов является весьма актуальной. Настоящая работа посвящена разработке математической модели и методики определения нестационарного теплового режима помещения с теплоинерционными ограждающими конструкциями в условиях теплообмена как с окружающей средой, так и соседними помещениями.

Математическая модель нестационарного теплового процесса в помещении и ограждающих конструкциях составлялась исходя из следующих предположений:

– температура воздуха в помещении является осредненной по пространству, то есть изменяющейся только во времени;

– перетоки тепла в каждой ограждающей конструкции в направлениях, перпендикулярных ее поверхности, не учитываются.

Разделим ограждающие конструкции на две группы:

– нетеплоинерционные – конструкции, теплоёмкостью которых можно пренебречь.

– теплоинерционные – конструкции, которые могут накапливать внутри себя или отдавать вовне тепло за счёт своей теплоемкости.

Изменение температуры воздуха в помещении описывается уравнением

$$c_{p_v}(T_v)\rho_v(T_v)V\frac{dT_v(t)}{dt} = Q_{пр}(t) + Q_{доп}(t) - \sum_{i=1}^{n_n} Q_{ni}(t) - \sum_{i=1}^{n_n} Q_{ni}(t) - Q_v(t) \quad (1)$$

с начальным условием

$$T_v(0) = T_v^0, \quad (2)$$

где c_{p_v} и ρ_v – удельная теплоемкость при постоянном давлении и плотность воздуха; V – объём помещения; T_v – температура воздуха в помещении; $Q_{пр}$ – мощность тепловыделения отопительных приборов в помещении; $Q_{доп}$ – мощность тепловыделения дополнительных источников тепла; n_n – количество теплоинерционных ограждающих конструкций; Q_{ni} – количество тепла, которое передаётся из помещения в i -ю теплоинерционную ограждающую конструкцию; n_n – количество нетеплоинерционных ограждающих конструкций; Q_{ni} – количество тепла, которое передаётся из помещения в i -ю нетеплоинерционную ограждающую конструкцию; Q_v – теплотери с вентиляцией и инфильтрацией; T_v^0 – температура воздуха в помещении в начальный момент времени.

С использованием уравнения теплопередачи для каждой нетеплоинерционной ограждающей конструкции в каждый момент времени величина Q_{ni} может быть рассчитана как

$$Q_{ni}(t) = F_{ni} \frac{T_v(t) - T_{ni}^{нар}(t)}{R_{ni} + \frac{1}{\alpha_{ni}^{вн}} + \frac{1}{\alpha_{ni}^{нар}}}, \quad (3)$$

где F_{ni} – площадь i -й нетеплоинерционной ограждающей конструкции; $T_{ni}^{нар}(t)$ – температура воздуха с наружной стороны i -й нетеплоинерционной ограждающей конструкции; R_{ni} – сопротивление теплопередаче i -й нетеплоинерционной ограждающей конструкции; $\alpha_{ni}^{вн}$ и $\alpha_{ni}^{нар}$ – коэффициенты теплоотдачи на внутренней и наружной поверхностях i -й нетеплоинерционной ограждающей конструкции.

Для определения Q_{ni} необходимо знать распределение температуры T_{ni} в соответствующей теплоинерционной конструкции в каждый момент времени, которое с учетом вышесказанных допущений, описывается одномерным нестационарным уравнением теплопроводности

$$c_i \rho_i \frac{\partial T_{ii}}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_i \frac{\partial T_{ii}}{\partial x} \right), \quad 0 < x < L_i, \quad t > 0 \quad (4)$$

с граничными

$$\lambda_i \frac{\partial T_{ii}}{\partial x} \Big|_{x=0} = \alpha_{ii}^{\text{вн}} \left(T_{ii} \Big|_{x=0} - T_{\text{в}}(t) \right) \quad (5)$$

$$\lambda_i \frac{\partial T_{ii}}{\partial x} \Big|_{x=L_i} = -\alpha_{ii}^{\text{нар}} \left(T_{ii} \Big|_{x=L_i} - T_{ii}^{\text{нар}}(t) \right) \quad (6)$$

и начальным условием

$$T_{ii} \Big|_{t=0} = T_{ii}^0(x) \quad (7)$$

Здесь $T_{ii}(x, t)$ – температурное поле в i -й теплоинерционной ограждающей конструкции; c_i , ρ_i , λ_i – ее удельная теплоемкость, плотность и теплопроводность; x – пространственная координата, направленная перпендикулярно ограждающей конструкции наружу с началом отсчёта на ее внутренней поверхности (так как для различных ограждающих конструкций такие локальные координаты рассматриваются отдельно, то для краткости записи индекс i при переменной x опущен); L_i – толщина i -й теплоинерционной ограждающей конструкции; $\alpha_{ii}^{\text{вн}}$ и $\alpha_{ii}^{\text{нар}}$ – коэффициенты теплоотдачи на внутренней и наружной поверхностях i -й теплоинерционной ограждающей конструкции; $T_{ii}^{\text{нар}}(t)$ – температура воздуха с наружной стороны i -й теплоинерционной ограждающей конструкции; $T_{ii}^0(x)$ – начальное распределение температуры в ней.

Количество тепла, которое передаётся из помещения в i -ю теплоинерционную ограждающую конструкцию в каждый момент времени, может быть рассчитано как

$$Q_{ii} = F_{ii} \alpha_{ii}^{\text{вн}} \left(T_{\text{в}}(t) - T_{ii} \Big|_{x=0} \right), \quad (8)$$

где F_{ii} – площадь i -й теплоинерционной ограждающей конструкции.

В общем случае потери с вентиляцией и инфильтрацией можно описать как

$$Q_{\text{в}}(t) = c_p G (T_{\text{в}}(t) - T_{\text{х}}(t)), \quad (9)$$

где G – массовый расход воздуха; $T_{\text{х}}$ – температура холодного воздуха, поступающего в помещение в результате воздухообмена.

Для различных случаев исполнения вентиляции и различных видов инфильтрации величина G может различным образом зависеть от температуры воздуха в помещении. $T_{\text{х}}$ также может зависеть от $T_{\text{в}}$, например в случае применения в системе вентиляции рекуперативных теплообменников.

В случае электрического обогрева помещения зависимость $Q_{\text{пр}}(t)$ задается в явном виде. В случае водяного отопления с регулируемой температурой теплоносителя мощность тепловыделения каждого отопительного прибора определяется как

$$Q_{\text{пр}}(t) = F_{\text{пр}} k_{\text{пр}} (T_{\text{т}}(t) - T_{\text{в}}(t)), \quad (10)$$

где $F_{\text{пр}}$ – площадь поверхности отопительного; $k_{\text{пр}}$ – коэффициент теплопередачи; $T_{\text{т}}(t)$ – известная зависимость температуры теплоносителя от времени.

Математическая модель (1)–(9) (а при необходимости и (10)) позволяет определить изменение температуры воздуха в помещении $T_{\text{в}}(t)$ и распределение температуры во всех теплоинерционных ограждающих конструкциях $T_{\text{и}i}(x, t)$.

В общем случае коэффициенты теплоотдачи на поверхностях как теплоинерционных так и нетеплоинерционных ограждающих конструкций могут зависеть от времени. В случае многослойных ограждающих конструкций теплофизические свойства c_i , ρ_i , λ_i являются кусочными функциями пространственной координаты x . При необходимости можно так же учитывать температурные зависимости, теплофизических свойств и коэффициентов теплоотдачи. В этом случае рассматриваемая математическая модель будет нелинейной.

Температуры воздуха с наружных поверхностей как теплоинерционных $T_{\text{и}i}^{\text{нар}}(t)$ так и нетеплоинерционных $T_{\text{и}i}^{\text{нар}}(t)$ ограждающих конструкций – это либо температура наружного воздуха, либо температура воздуха в смежных помещениях. В случае расчёта одного отдельно взятого помещения все эти температуры должны быть заданы.

Предлагаемую модель можно использовать и для расчета нескольких смежных помещений. В этом случае для каждого помещения записывается свой набор уравнений (1)–(9), (а при необходимости и (10)).

Если подставить замыкающие алгебраические соотношения (3), (8)–(10) в (1) и провести конечно-разностную аппроксимацию уравнений (1) и (2) с граничными условиями (6), (7), то получим систему алгебраических уравнений. В результате ее решения на каждом временном шаге можно определить для текущего временного слоя значения температур в узлах сетки в теплоинерционных ограждающих конструкциях и температуру воздуха в помещении. В случае нелинейной исходной задачи такая система алгебраических уравнений будет также нелинейной и для её решения необходимо организовывать итерационный процесс.

Как известно [10], при решении одномерной нестационарной задачи теплопроводности методом конечных разностей матрица системы линейных алгебраических уравнений имеет четко выраженную диагональную структуру. Простейшая разностная аппроксимация второго порядка даёт систему линейных алгебраических уравнений с трёхдиагональной матрицей, которую можно эффективно решать методом прогонки. Однако, в силу того, что в алгебраических замыкающих соотношениях (3) и (8) и в граничных условиях (5), (6) присутствует искомая температура воздуха и искомые температуры на поверхностях теплоинерционных ограждающих конструкций, диагональная структура матрицы нарушается и возникают дополнительные ненулевые элементы вне главной и двух прилегающих к ней диагоналей. Данное обстоятельство делает невозможным применение метода прогонки и вынуждает применять гораздо менее эффективные методы, например, метод Гаусса.

Для того, чтобы сократить время расчёта, проведем декомпозицию исходной задачи на отдельные составляющие (определение температуры воздуха в помещении, определение температуры каждой теплоинерционной ограждающей конструкции) и организуем итерационный процесс решения на каждом временном слое. При этом на каждой итерации сначала определяются текущие приближения всех $T_{\text{и}i}$, а затем – $T_{\text{в}}$.

Следует отметить, что помимо определения температуры воздуха в помещении и распределения температур в каждой теплоинерционной ограждающей конструкции, в данном алгоритме попутно вычисляются теплопотери.

Апробируем вышеприведенную методику расчета на модельном примере определения температурного состояния офисного помещения в одноэтажном здании площадью $3 \times 5 \text{ м}^2$ и высотой потолка 2,5 м.

Внешняя стена толщиной 0,8 м и простенки толщиной 0,15 м выполнены из кладки силикатного кирпича. В этих вертикальных ограждающих конструкциях будем учитывать аккумуляцию тепла. Верхнее перекрытие, состоящее из деревянных балок к которым прикреплен подвесной гипсокартонный потолок, и утепленное минеральной ватой, отделяет рассматриваемое помещение от чердачного. Будем считать его нетеплоинерционным с сопротивлением теплопередаче $2,1 \text{ м}^2 \cdot \text{К/Вт}$. Нижнее железобетонное перекрытие, толщиной 0,2 м, отделяет рассматриваемое помещение от подвального. Во внешней стене имеется окно, в противоположном простенке – входная дверь. Их также будем рассматривать как нетеплоинерционные ограждающие конструкции с сопротивлением теплопередаче 0,75 и 0,45 $\text{м}^2 \cdot \text{К/Вт}$ соответственно.

Коэффициенты теплоотдачи на внутренних и внешних поверхностях конструкций будем считать постоянными величинами, значения которых будем выбирать согласно [2]. Температуры воздуха в смежных помещениях и снаружи здания также приемем неизменными во времени. Зададим их значения следующим образом: температура наружного воздуха $-10 \text{ }^\circ\text{C}$, в подвальном и чердачном помещениях $+5 \text{ }^\circ\text{C}$, в коридоре, который находится за простенком с дверью, $+15 \text{ }^\circ\text{C}$, в двух смежных помещениях за глухими стенами $+20 \text{ }^\circ\text{C}$.

На протяжении рабочего дня с 9 до 18 часов в помещении имеются дополнительные источники тепла мощностью 500 Вт и работает рекуперативная вентиляционная система с расходом воздуха $54 \text{ м}^3/\text{ч}$. Потери тепла с инфильтрацией учитывать не будем. Отопление электрическое, то есть зависимость $Q_{\text{пр}}(t)$ задана по условию задачи.

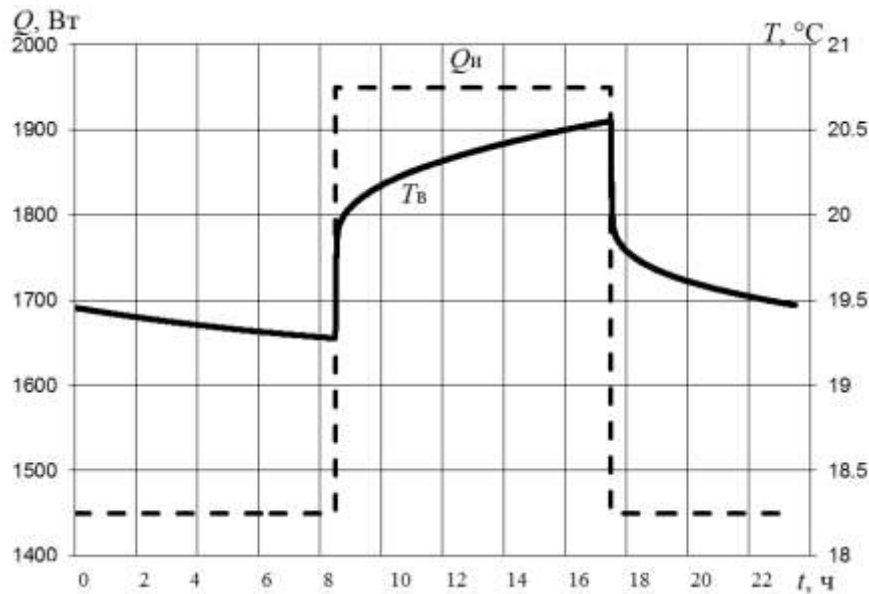
Рассмотрим три варианта отопления помещения: первый – постоянный с $Q_{\text{пр}}(t) \equiv 1450 \text{ Вт}$, два других – переменные, когда в нерабочее время температура в помещении понижается. В первом переменном варианте $Q_{\text{пр}}(t) = 1650 \text{ Вт}$ с 6 до 18 часов и 600 Вт в остальное время суток. Во втором переменном варианте на протяжении рабочего дня мощность тепловыделения отопительного прибора поддерживается на уровне 1300 Вт, после завершения рабочего дня понижается до 600 Вт, а за час до начала рабочего дня осуществляется интенсивный прогрев помещения с $Q_{\text{пр}}(t) = 6000 \text{ Вт}$.

На рис. 1–3 для каждого варианта отопления показаны изменение в зависимости от времени суммарной (отопительный прибор и дополнительные источники) мощности источников тепла $Q_{\text{и}} = Q_{\text{пр}} + Q_{\text{доп}}$, температуры в помещении $T_{\text{в}}$ и количество тепла, уходящего из помещения в ограждающие конструкции $Q_{\text{внутр}}$ и из ограждающих конструкций в окружающую среду $Q_{\text{нар}}$ (потери тепла).

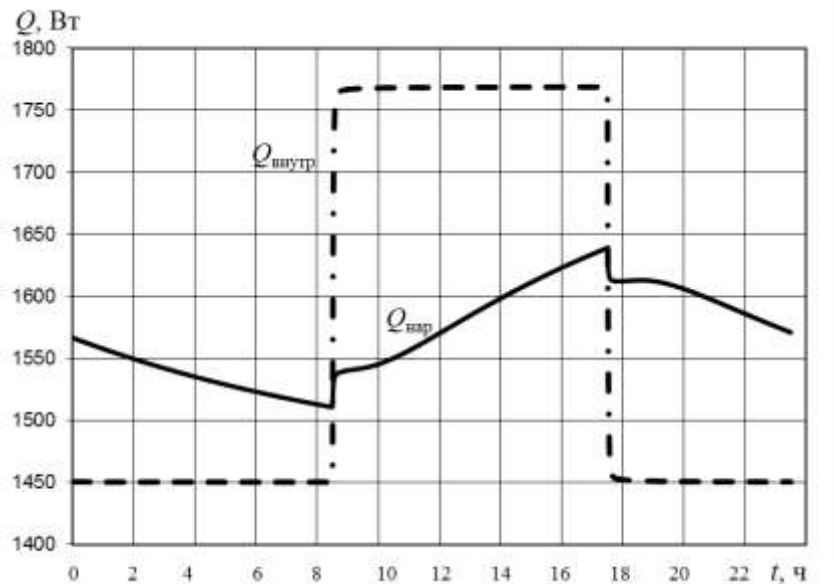
Как видно из рисунков, в первом варианте температура воздуха в течение рабочего времени незначительно повышается за счет наличия дополнительных источников тепла, а в нерабочее время незначительно понижается. Суточные колебания температуры воздуха в помещении при этом не превышают $1,3 \text{ }^\circ\text{C}$. Во втором варианте температура воздуха в помещении во время работы дежурного отопления опускается до $15,3 \text{ }^\circ\text{C}$. Затем, в результате предварительного прогрева к началу рабочего дня она повышается до $18,5 \text{ }^\circ\text{C}$. После этого, с включением дополнительных источников тепла, повышение температуры интенсифицируется и к концу рабочего дня она достигает $20,8 \text{ }^\circ\text{C}$. В третьем варианте температура воздуха в помещении во время работы дежур-

ного отопления опускается до $15,0\text{ }^{\circ}\text{C}$. Затем, в результате интенсивного предварительного прогрева к началу рабочего дня она повышается до $29,5\text{ }^{\circ}\text{C}$.

После переключения отопительного прибора с режима интенсивного прогрева на штатный режим, температура в течение примерно 20 минут резко падает за счет большого оттока тепла в ограждающие конструкции, после чего практически остаётся неизменной в течение рабочего дня. Таким образом, для соблюдения комфортных условий в течение первых минут рабочего дня следует интенсивный прогрев заканчивать раньше, чтобы температура воздуха в помещении стабилизировалась до начала рабочего дня.



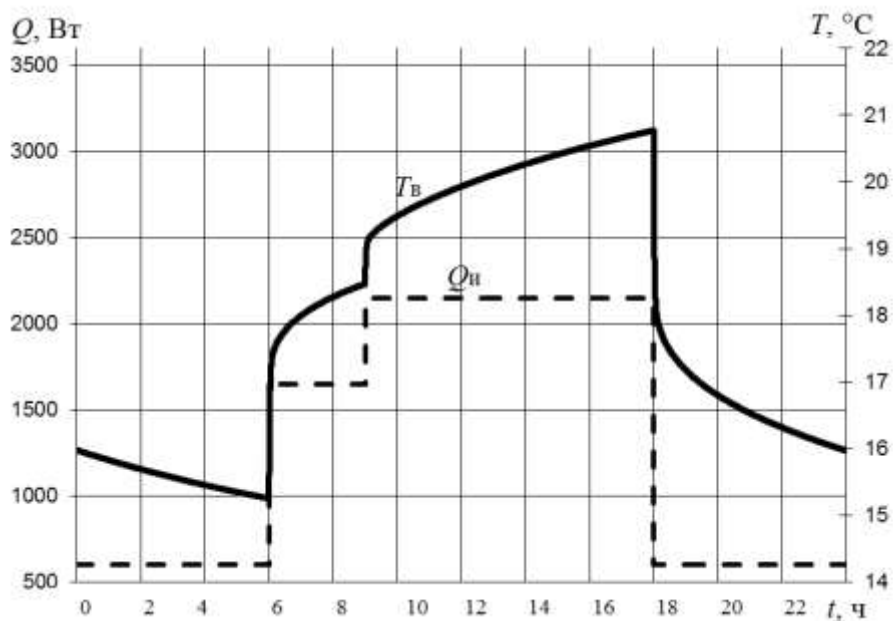
а)



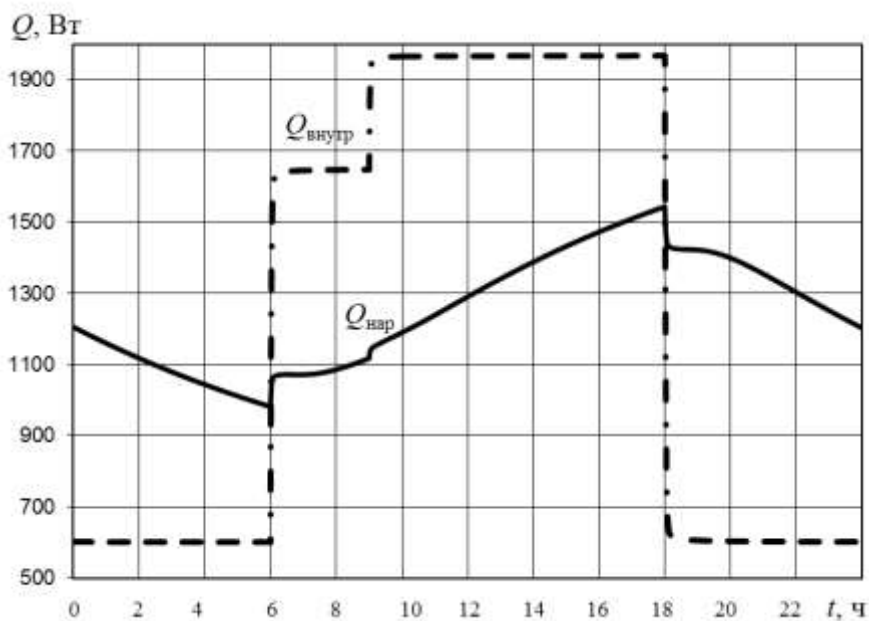
б)

Рисунок 1 – Постоянная мощность тепловыделения отопительного прибора:

- а) – суммарная мощность источников тепла и температура в помещении;
- б) – тепловые потоки на поверхностях ограждающих конструкций



а)



б)

Рисунок 2 – Разогрев помещения той же мощностью, что и в рабочее время:

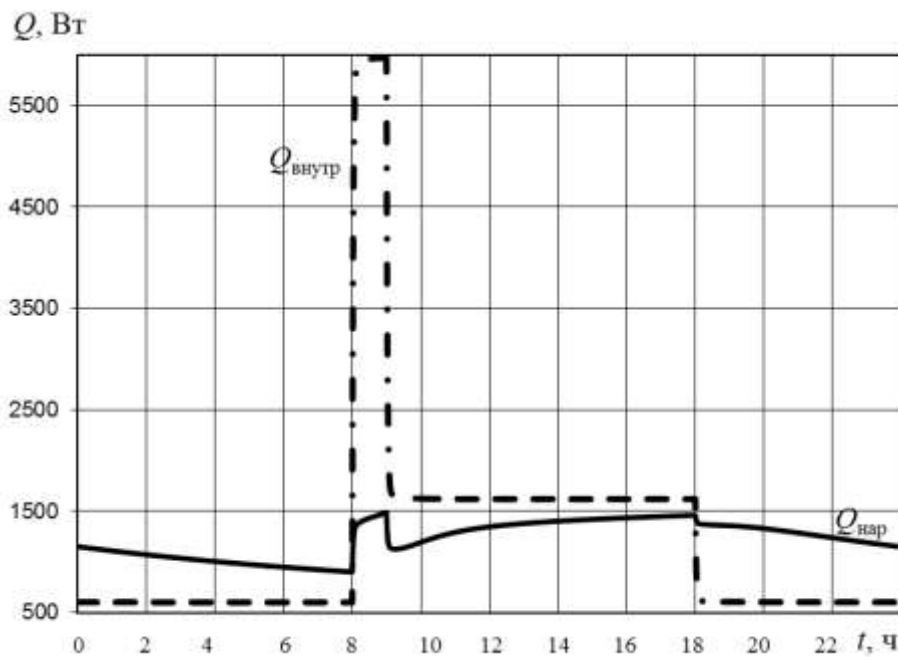
- а) – суммарная мощность источников тепла и температура в помещении;
- б) – тепловые потоки на поверхностях ограждающих конструкций

Ниже для всех трех расчетных вариантов приведено количество тепла, которое выделяет отопительный прибор в течение суток:

- постоянная мощность тепловыделения – 125,28 МДж;
- разогрев помещения той же мощностью, что и в рабочее время – 97,2 МДж;
- интенсивный предварительный прогрев помещения – 93,96 МДж.



а)



б)

Рисунок 3 – Интенсивный предварительный прогрев помещения:
а) – суммарная мощность источников тепла и температура в помещении;
б) – тепловые потоки на поверхностях ограждающих конструкций

Выводы. В статье предложена математическая модель и методика расчета нестационарного теплового режима помещения, позволяющая определять тепловые режимы помещения при работе отопительных приборов в переменных режимах. Представленные результаты расчетов свидетельствуют, что их можно использовать для решения задач оптимального управления тепловыми режимами жилых, административных, производственных и других зданий.

Литература

1. Маляренко В.А. Основы теплофизики здания / В.А. Маляренко. Учебник. – Харьков: ХНАГХ, 2006. – 499 с.
2. ДБН В.2.5.-67:2013 : Опалення, вентиляція, кондиціонування. – Київ: Міністерство України, 2013. – 141 с.
3. ДБН В.2.6-31:2006 : Конструкції будинків і споруд. Теплова ізоляція будівель. – Київ: Міністерство України, 2006. – 71 с.
4. Ахметов Э.Р. Анализ модели работы дежурного отопления как энергосберегающего мероприятия / Э.Р. Ахметов // Энергобезопасность и энергосбережение. – 2014. – № 5. – С. 25–28.
5. Соколов Е.Я. Теплофикация и тепловые сети / Е.Я. Соколов. – М.: Изд-во МЭИ, 2001. – 472 с.
6. Юркевич Ю.С. Савченко Оптимізація теплового режиму захищення під час чергового опалення в приміщенні / Ю. С. Юркевич, О. О. Савченко // Вісн. Нац. ун-ту «Львів. політехніка». – 2010. – № 677. – С. 42–45.
7. Панферов, В.И. Об оптимальном управлении отоплением зданий как процессом с распределенными параметрами / В.И. Панферов, Е.Ю. Анисимова // Вестн. Южно-Уральского гос. ун-та. – 2009. – № 3. – С. 24–28.
8. Моделювання теплового стану приміщення з системою обігріву «тепла підлога» / М.І. Сотник, С.О. Хованський, І.П. Гречка та ін. // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2015. – № 6 (5). – С. 22–27.
9. CFD-моделирование теплового помещения с различными системами отопления. Часть 1. Разработка трехмерных CFD-моделей в сопряженной постановке / П.Г. Круковский, Д.Д. Юрченко, Г.А. Пархоменко и др. // Промышленная теплотехника. – 2009. – Т. 31, № 5. – С. 56–61.
10. Калиткин, Н.Н. Численные методы / Н.Н. Калиткин. – СПб.: БХВ-Петербург, 2011. – 586 с.

Bibliography (transliterated)

1. Malyarenko V.A. Osnovi teplofyziki zdaniya / V.A. Malyarenko. Uchebnik. – Kharkov: KNAME, 2006. – 499 p.
2. DBN V.2.5.-67:2013 : Opalennia, ventylyatsiia, kondytsionuvannia. – Kyiv: Minre-hion Ukrainy, 2013. – 141 p.
3. DBN V.2.6-31:2006 : Konstruktsii budynkiv i sporud. Teplova izoliatsiia budivel. – Kyiv: Minbud Ukrainy, 2006. – 71 p.
4. Akhmetov E.R. Analyz modeli raboti dezhurnoho otopeniia kak enerhosbere-haiushcheho meropryiatia / E.R. Akhmetov // Enerhobezopasnost y enerhosberezhnye. – 2014. – № 5. – P. 25–28.
5. Sokolov E. Ia. Teplofykatsiia y teplovie sety / E. Ia. Sokolov. – M.: Yzd-vo MEI, 2001. – 472 p.
6. Yurkevych Iu. S. Savchenko Optymizatsiia teplovoho rezhymu zakhyshchennia pid chas chervovoho opalennia v prymyshchenni / Iu. S. Yurkevych, O. O. Savchenko // Visn. Nats. un-tu «Lviv. politekhnik». – 2010. – № 677. – P. 42–45.

7. Panferov, V.Y. Ob optimalnom upravlenyy otoplenyem zdaniy kak protsessom s raspredelennymy parametramy / V.Y. Panferov, E.Iu. Anysymova // Vestn. Yuzhno-Uralskogo hos. un-ta. – 2009. – № 3. – P. 24–28.

8. Modeliuvannya teplovoho stanu prymishchennia z systemoiu obihrivu «tepla pidloha» / M.I. Sotnyk, S.O. Khovanskyi, I.P. Hrechka ta in. // Vostochno-Evropeyskyi zhurnal передовikh tekhnolohiy. – 2015. – № 6 (5). – P. 22–27.

9. CFD-modelyrovanye teplovoho pomeshcheniya s razlychnymy systemamy otopleniya. Chast 1. Razrabotka trekhmernikh CFD-modelei v sopriazhennoi postanovke / P.H. Krukovskiy, D.D. Yurchenko, H.A. Parkhomenko y dr. // Promishlennaia teplotekhnika. – 2009. – T. 31, № 5. – P. 56–61.

10. Kalytkyn, N.N. Chyslennyye metody / N.N. Kalytkyn. – SPb.: BKhV-Peterburh, 2011. – 586 p.

УДК 697:536

Сулейменов У.С., Маляренко В.А., Костіков А.О., Камбаров М.А., Орлова Н.А.,
Загнойко В.В.

РОЗРАХУНОК НЕСТАЦІОНАРНОГО ТЕПЛОВОГО РЕЖИМУ ПРИМІЩЕННЯ З ТЕПЛОІНЕРЦІЙНИМИ ОГОРОДЖУВАЛЬНИМИ КОНСТРУКЦІЯМИ

У роботі подано нестационарну математичну модель і методику розрахунку теплового режиму приміщення з урахуванням теплоінерційних властивостей огорожувальних конструкцій в умовах теплообміну, як з навколишнім середовищем, так і сусідніми приміщеннями. Проведено тестові розрахунки модельного приміщення для різних режимів опалення.

Suleimenov U.S., Malyarenko V.A., Kostikov A.A., Kambarov M.A., Orlova N.A., Zahnoyko V. V.

CALCULATION OF NON-STATIONARY HEAT REGIME OF ROOM WITH THE HEAT-INERTIAL STRUCTURES FENCING CONSTRUCTION

A non-stationary mathematical model and methodology of calculation of the heat regime of room taking into account heat-inertial properties of structures fencing construction under the conditions of heat exchange both with an environment and by nearby rooms are presented in the paper. The test calculations of model room are carried out for the different modes of heating.

УДК 66.074:661

Себко В.В., Бабенко В.Н., Арсланалиев Т.М., Горбунова О.В.

**ИССЛЕДОВАНИЕ МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССОВ
ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО И МАССООБМЕННОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ
ПОТОКОВ В РЕКТИФИКАЦИОННОЙ КОЛОННЕ**

На сегодняшний день, вследствие экономических причин увеличивается потребность в небольших по размерам, но достаточно эффективных массообменных аппаратах. При этом наблюдается неуклонный рост капитальных затрат в стоимости технологического оборудования и, в частности, тепло – и массообменной аппаратуры. В этих условиях определяющее значение приобретает повышение интенсивности массообменных процессов. Разработка достаточно эффективных массообменных аппаратов делает возможным значительное снижение как основных производственных затрат, так и затрат на монтаж. Для интенсификации процессов тепломассопередачи перспективным представляются аппараты, в которых взаимодействие между фазами осуществляется в условиях повышенной турбулентности потоков благодаря созданию очень высокой площади поверхности межфазного контакта в единице объема за счет создания тонких пленок и мелких капель жидкости и пузырьков газа (пара), а также большой скорости обновления межфазной поверхности. Все это, в конечном счете, ведет к значительному уменьшению габаритов оборудования. Основные недостатки аппаратов следующие: низкая скорость процесса массопереноса, недостаточно развитая поверхность контакта фаз, наличие застойных зон, низкий коэффициент использования энергоносителей. Таким образом, создание надежных, при промышленной эксплуатации, высокоэффективных колонных аппаратов и методик их расчета является актуальной задачей.

При этом возникает необходимость углубленного изучения движения газожидкостных потоков, а также конструкций контактных элементов, на которых происходит взаимодействие фаз. Такое исследование позволяет в дальнейшем выбрать максимально рациональную конструкцию для исследования при различных условиях протекания гидродинамических процессов. В настоящее время изменяются параметры качества сырья для ректификации, выдвигаются более высокие требования к качественным показателям продукции, а также жесткие требования к энергозатратам на выпуск продукции. Соответственно требования к потерям при ректификации ставят высокие требования к эффективности процессов очистки и аппаратурному оформлению этих процессов. Опыт эксплуатации типовых аппаратов на промышленных установках показал ряд существенных недостатков, которые не позволяют выполнить основную задачу ректификации, а именно максимальную очистку растворов от примесей.

Поэтому на сегодняшний день особое значение приобретает важная научная и практическая проблема – совершенствования и моделирования теоретических положений работы новых насадочных элементов, которые повышают параметры массообменного процесса в системе газ-жидкость.

Таким образом, целью настоящей статьи является теоретическое моделирование процессов работы новых насадочных элементов, которые повышают параметры массообменного процесса в системе газ-жидкость. Задачи исследований в соответствии с целью работы заключаются в следующем:

1. Привести основные соотношения, описывающие математическую модель процесса гидродинамического и массообменного взаимодействия потоков в ректификационной колонне.
2. Приведены результаты массообменных испытаний.

Математическая модель процессов гидродинамического и массообменного взаимодействия потоков в ректификационной колонне. Как известно число единиц переноса представляет собой результат совместного решения уравнений равновесия к рабочей линии процесса задаваемой начальными и конечными концентрациями. При этом, высота единиц переноса отражает кинетику процесса [1, 2].

Так как специалисты по-разному оценивают процесс массопередачи, для лучшего сопоставления и сравнения результатов исследования, ниже были рассчитана высота, эквивалентная теоретическая тарелка (ВЭТТ), число теоретических тарелок [1-5], а так же определен объемный коэффициент массопередачи на 1 м высоты насадки, и число единиц переноса.

Число единиц переноса определяется по уравнению [1-5]:

$$N_{or} = \frac{1}{1-S_0} \cdot 2,3 \lg \frac{1-\psi}{1-\frac{\psi}{S_0}} \quad (1)$$

$$S_0 = \frac{m}{e} \quad (2)$$

$$e = \frac{L}{G}, \quad (3)$$

где N_{or} – число единиц переноса в газовой фазе; S_0 – фактор отгонки по жидкости; m – константа фазового равновесия; e – отношение расходов жидкой и газовой фаз; y^* – равновесная концентрация аммиака в воздухе с жидкостью, поступающей на насадку; M_{NH_3} , $M_{возд}$ – молекулярные массы аммиака и воздуха; P^* – равновесное парциальное давление аммиака в воздухе, мм.рт.ст.; ϕ – коэффициент пропорциональности, мм.рт.ст., принимается равным барометрическому; P – общее давление газовой смеси, мм.рт.ст.; T_{cp} – средняя температура жидкости в колонне, К.

$$m = \frac{y^*}{x_1}; \quad (4)$$

$$y^* = \frac{M_{NH_3}}{M_{возд}} \cdot \frac{P^*}{P - P^*}; \quad (5)$$

$$P^* = \phi \cdot x; \quad (6)$$

$$\lg \phi = 9,343 - \frac{1922}{T_{cp}}; \quad (7)$$

$$T_{cp} = \frac{t_1 + t_2 + t_3 + t_4}{4} + 273; \quad (8)$$

$$\psi = \frac{x_1 - x_2}{x_1}, \quad (9)$$

где x_1, x_2 – начальная и конечная концентрации аммиака в растворе.

Высота единицы переноса, отнесенная к газовой фазе, определяется из уравнения

$$BEП = \frac{H}{N_{0r}}, \quad (10)$$

где H – высота насадки.

Высота, эквивалентная теоретической тарелке, определяется из уравнения [1, 2]:

$$BETT = \frac{H \cdot \ln \frac{1}{S_0}}{\ln \left(\frac{1-\psi}{1-\psi/S_0} \right)}. \quad (11)$$

Число теоретических тарелок определяется по уравнению:

$$n = \frac{N_{0r} (1 - S_0)}{2,3 \cdot \lg \left(\frac{1}{S_0} \right)}. \quad (12)$$

Объемный коэффициент массопередачи определяется по уравнению:

$$K_v = \frac{N_{0r} \cdot W \cdot 3600}{H}, \quad (13)$$

где W – линейная скорость воздуха, рассчитанная на полное сечение колонны, м/с (расчетные значения получены с помощью ПК) [4, 5].

Для стандартизации и упрощения расчетов высота насадочного слоя выбиралась равной 1 м [4, 5], тогда уравнение по определению высоты единицы переноса имеет следующий вид:

$$BEП = \frac{1}{N_{0r}}. \quad (14)$$

Для определения числа теоретических тарелок удобно пользоваться выражением, связывающим эту величину с числом единиц переноса:

$$n = \frac{N_{0r} (1 - S_0)}{\ln \left(\frac{1}{S_0} \right)}. \quad (15)$$

Высота, эквивалентная теоретической тарелке, в метрах, определяется по уравнению:

$$BETT = \frac{1}{n}. \quad (16)$$

Результаты исследований приведены в таблице №1. При проведении исследований применялись пакеты регулярной насадки с ячейкой 0,4 на 0,4 и высотой гофра 2,7 мм, а также высотой пакетов 50 мм (каждый).

Таблица №1 – Результаты массообменных испытаний

Средняя температура процесса	Начальная концентрация NH_3 в жидкости	Конечная концентрация NH_3 в жидкости	Число единиц переноса на 1 м высоты насадки	Высота единиц переноса	Число теоретических тарелок в 1 м высоты	Высота эквивалентной теоретической тарелки
t_{cp}	X_H	X_K	N	БЕП	n	BETT
°С	г/л	г/л	–	м	–	м
15,7	5,3	2,615	3,4	0,29	3,02	0,331
15,7	5,3	1,6	2,37	0,42	2,99	0,334
15,8	5,3	1,375	1,58	0,63	2,51	0,399
16,0	5,3	1,145	1,26	0,79	2,39	0,419
16,0	5,3	3,48	5,62	0,18	3,69	0,271
15,5	5,32	2,6	3,53	0,28	3,13	0,319
16,0	5,3	2,08	2,49	0,4	2,76	0,362
16,4	5,28	1,78	1,97	0,51	2,55	0,392
16,1	5,28	3,9	9,56	0,10	5,33	0,188
15,8	5,3	3,155	4,42	0,23	3,27	0,306
16,3	5,3	2,625	3,1	0,32	2,82	0,354
16,8	5,27	2,51	1,96	0,51	2,12	0,472
16,1	5,3	4,29	7,24	0,14	3,62	0,276
16,0	5,3	3,64	4,22	0,24	2,77	0,36
16,2	5,28	3,13	3,29	0,3	2,6	0,385
16,1	5,3	2,9	2,51	0,4	2,27	0,44
16,2	5,28	4,6	3,8	0,26	1,75	0,572
15,5	5,3	4,06	3,62	0,28	2,14	0,466
16,0	5,3	3,56	3,2	0,31	2,27	0,44
15,8	5,3	2,86	4,09	0,24	3,29	0,304
17,0	5,29	4,86	2,56	0,39	1,07	0,938
16,5	5,32	4,485	2,64	0,38	1,41	0,71
16,0	5,3	4,405	1,64	0,61	1,02	0,98
16,2	5,3	3,425	4,09	0,24	2,85	0,35

Выводы

Таким образом, в настоящей статье рассмотрены пути решения важной научной и практической проблемы, которая состоит в совершенствовании и моделировании теоретических положений работы новых насадочных элементов, повышающих параметры массообменного процесса в системе газ-жидкость. В статье приведены основные соотношения, описывающие математическую модель процесса гидродинамического и массообменного взаимодействия потоков в ректификационной колонне, которые подтверждены результатами массообменных испытаний. Приведены данные гидродинамических исследований насадочных элементов в широком диапазоне изменения скоростей газа и жидкости, как для определенных потерь напора, так и для научного прогнозирования эффективности при массообмене.

Для выделения этанола из органических растворителей, исследованные насадочные элементы, позволяют объединять повышенные показатели по эффективности с высокой пропускной возможностью и малыми удельными потерями напора.

Применения пакетов регулярной насадки с ячейкой 0,4 на 0,4 и высотой гофра 2,7 мм и высотой пакетов 50 мм каждый, представляет практический интерес как при проектировании новых, так и при модернизации действующих установок для замены плоскопараллельной и других насадок, поскольку имеют повышенную эффективность (приблизительно на 33%) при сравнимых потерях напора.

Литература

1. Романков П.Г. Методы расчета процессов и аппаратов хим. технологии / П.Г. Романков, В.Ф. Фролов, О.М. Флисюк, М.И. Курочкина. – СПб.: Химия, 1993. – 496 с.
2. Стабников В.Н. Расчеты и конструирование контактных устройств ректификационных и абсорбционных аппаратов / В.Н. Стабников. К.: Техника, 1970. – 207 с.
3. Тананайко Ю.М., Воронцов Е.Г. Методы расчета и исследования пленочных процессов / Ю.М. Тананайко, Е.Г. Воронцов. К.: Техніка, 1975, 311 с.
4. Бабенко В.Н., Лаврова І.О. Дослідження особливостей роботи газорідної системи колонного апарату зі стабілізатором пінного шару / В. Н. Бабенко, І. О. Лаврова // Інтегровані технології 2009, – №4 – с. 43–49
5. Бабенко В. Н. Исследование гидродинамических режимов работы пенного аппарата на трубчатых решетках со стабилизатором пены / В. Н. Бабенко, С. Д. Деменкова // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2009. – № 4/9 (40). – С. 4–7.

Bibliography (transliterated)

1. Romankov P.G., Frolov V.F., Flisyuk O.M., Kurochkina M.I. Metodyi rascheta protsessov i apparatov him. Tehnologii / P.G. Romankov, V.F. Frolov, O.M. Flisyuk, M.I. Kurochkina. – SPb.: Himiya, 1993. – 496 p.
2. Stabnikov V.N. Raschetyi i konstruirovaniye kontaktnyih ustroystv rektifikatsionnyih i absorbtionnyih apparatov / V.N. Stabnikov. K.: Tehnika, 1970. – 207 p.

3. Tananayko Yu.M., Vorontsov E.G. Metodyi rascheta i issledovaniya plenochnyih protsessov, K.: TehnIka, 1975, 311 p.

4. Babenko V.N., Lavrova I.O. Doslidzhennya osoblivostey roboti gazoridinnoyi sistemi kolonnogo aparatu zi stabilizatorom pinnogo sharu / V.N. Babenko, I.O. Lavrova // Integrovani tehnologiyi 2009, – №4 – p.43–49

5. Babenko V.N. Issledovanie gidrodynamiceskikh rezhimov raboty pennogo apparata na trubchatyih reshetkah so stabilizatorom penyi / V.N. Babenko, S.D. Demenkova // Vostochno-evropeyskiy zhurnal peredovyih tehnologiy. – 2009. – № 4/9 (40). – P. 4–7.

УДК 66.074:661

Себко В.В., Бабенко В.Н., Арсланалиев Т.М., Горбунова О.В.

ДОСЛІДЖЕННЯ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ ПРОЦЕСІВ ГІДРОДИНАМІЧНОЇ І МАСООБМІННОЇ ВЗАЄМОДІЇ ПОТОКІВ В РЕКТИФІКАЦІЙНІЙ КОЛОНІ

У роботі розглянуто питання, які пов'язано з удосконаленням та моделюванням теоретичних положень роботи нових насадних елементів, які підвищують параметри процесу масообміну в системі газ-рідина, розглянуті технічні рішення дозволяють отримувати показники для широкого діапазону навантаження.

Sebko V.V., Babenko V.N., Arsanaliev T.M., Gorbunova O.V.

RESEARCH OF MATHEMATICAL MODEL OF HYDRODYNAMIC AND MASS TRANSFER PROCESSES OF INTERACTION FLOWS IN A DISTILLATION COLUMN

The paper discusses issues related to the improvement and simulation of theoretical positions of these new packing elements, which increase the mass transfer process parameters in the gas-liquid system, discussed technical solutions allow to obtain performance for a wide range of loads.

Андрєєв С.Ю., Маляренко В.А., Шубенко О.Л., Бабак Н.Ю., Сенецький О.В.,
Темнохуд І.О.

КОГЕНЕРАЦІЯ У ВОДОГРІЙНИХ КОТЕЛЬНЯХ З КОТЛАМИ ПТВМ-100 ПРИ ВИКОРИСТАННІ ОРГАНІЧНОГО ЦИКЛУ РЕНКІНА

Постановка завдання. З метою поліпшення техніко-економічних показників (ТЕП) потужних котелень, і в цілому підвищення надійності теплопостачання, останнім часом проводяться дослідження теплових схем теплогенеруючих об'єктів, спрямовані на генерацію власної електроенергії. Особливістю останніх є нерівномірність навантаження протягом року. Як наслідок, традиційним технічним рішенням для газових котелень стає використання газопоршневих (дизельних) двигунів внутрішнього згоряння [1]. Спроби відмовитися від пов'язаного з цим підвищеного використання природного газу призводять до впровадження нових рішень. Одним з таких заходів є застосування замкнених паротурбінних циклів на основі реалізації органічного циклу Ренкіна (Organic Rankine Cycle – ORC цикл) [2–4].

Останнє десятиліття активно розвивається напрямок корисного використання низькопотенційної теплоти з виробництвом електроенергії на основі застосування турбоустановок на низькикиплячих робочих тілах (НРТ). Реалізація в них ORC циклу дозволяє утилізувати вторинні енергетичні ресурси (ВЕР) технологічних процесів промислових підприємств з температурою 80–600 °С (охолоджуюча вода, гаряче повітря технологічних процесів та ін) [5–8]. Даний підхід можна застосувати і для водогрійних котелень, де температура ВЕР при спалюванні палива не перевищує 180 °С (вода для тепломережі, димові гази).

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Водогрійні котельні мають цілий ряд джерел теплоти, на яких можливе використання ORC циклів [9]. Розглянемо можливі технічні рішення теплових схем при когенерації на котельнях з використанням ORC контурів запропоновані різними авторами.

1. Використання частини витрати гарячої води з водогрійного котла для обігріву ORC контуру, з метою подальшого отримання електричної енергії для повного або часткового покриття власних потреб котельні. У такому випадку ORC контур повинен мати повітряний конденсатор. Природно, такий цикл має недостатньо високий ККД через втрати значної частини теплоти в конденсаторі. В якості робочого тіла пропонується використовувати, бутан (R-600) [2].

Позитивною особливістю інтегрування з водогрійними котлами є те, що контур на низькикиплячому робочому тілі вбудовується в існуючу теплову схему без значних змін.

2. Використання частини витрати гарячої води з водогрійного котла для обігріву ORC контуру, з метою подальшого отримання електричної енергії та води для гарячого водопостачання (ГВП) [10]. Це технічне рішення, яке запатентовано в РФ, придатне для випадку, коли в котельні безпосередньо виробляється вода для ГВП. У якості робочого тіла також пропонується використовувати R-600. Виключивши з теплової схеми водогрійний котел, можливо її використовувати для генерації електричної енергії на тепловому пункті [11, 12]. Схема, що пропонується, характеризується малими втратами, тобто високим коефіцієнтом використання палива.

3. Використання енергії димових газів водогрійної котельні (ТЕЦ), що працює на природному газі, для обігріву ORC контуру з метою виробництва електричної енергії [13, 14]. Даний варіант технічного рішення більш перспективний для впровадження, оскільки для когенерації не потрібне додаткове паливо.

Мета досліджень. Аналіз доцільності впровадження ORC контурів на об'єктах комунальної енергетики при використанні теплоті димових газів (ДГ) з температурою 80–180 °С. Оцінка можливої електричної потужності замкнутого паротурбінного циклу на такому джерелі теплоти.

Основні матеріали досліджень. В часи СРСР в науково-технічній літературі не рекомендувалося знижувати температуру вихідних газів нижче 120–130 °С з-за можливої конденсації в димових трубах парів води з цих газів [14]. Останні роки у зв'язку з зміною співвідношення цін на природний газ і метал для котлоагрегатів, що працюють на природному газі, стало економічно доцільним застосування системи глибокої утилізації теплоти димових газів. В зв'язку з чим доцільно в якості об'єкта дослідження, розглядати роботу потужних водогрійних котлів, наприклад, типу ПТВМ.

По-перше, чим потужніший котел, тим більша енергія відхідних газів як наслідок, вища електрична потужність, яку можна згенерувати в ORC циклі та більш високі ТЕП енергозберігаючого проекту.

По-друге, за даними Інституту газу НАН України [15], в Україні встановлено більше 200 таких котлів. Тобто достатньо обґрунтована можливість широкого тиражування серії блочних установок на базі ORC циклу (не менше 50 од.), що забезпечить зниження вартості одного встановленого кіловата останніх.

Підтвердити вибір об'єкта дослідження можна також тим фактом, що на шести потужних районних котельнях КП «Харківські теплові мережі» встановлені саме водогрійні котли: ПТВМ-30 – 4 од., ПТВМ-50 – 6 од., ПТВМ-100 – 14 од. та ПТВМ-180 – 3 од.

В табл. 1 представлені середні теплові навантаження Q_T та середнє споживання електричної енергії N_e шести потужних водогрійних котелень м. Харкова за 2013 року.

З урахуванням деякого запасу потужності, для задоволення власних потреб перелічених котелень потрібен наступний ряд необхідних електричних потужностей когенераційних установок: 0,5; 0,8; 2,5; 2,5 та 4,0 МВт.

В якості прикладу розглянемо роботу районної котельні з водогрійними котлами типу ПТВМ-100. Основні технічні характеристики котла ПТВМ-100 наведено у [15].

В процесі експлуатації водогрійного баштового, водотрубного, радіаційного типу, прямоточного з примусовою циркуляцією котла ПТВМ-100, його навантаження може змінюватися від 25 до 100 % номінальної. Характеристики котла в залежності від режиму роботи представлені в табл. 2.

Як видно з аналізу даних табл. 2, робота котла ПТВМ-100 найбільш ефективна як і для інших котлів цього типоряду на малих навантаженнях. Тобто, забезпечувати середнє опалювальне навантаження, наприклад, котельні № 3 (див. табл. 1) 125–130 Гкал/год. найбільш доцільно, включивши 3 котла ПТВМ-100 з навантаженням 40–45 Гкал/год. При цьому температура димових газів цих котлів складе 102–108 °С. Тільки у разі піків теплового навантаження при зниженні температури зовнішнього повітря температура вихідних газів буде перевищувати 140 °С (теплове навантаження $70 \times 3 = 210$ Гкал/год.). Останнє важливо з точки зору вибору раціонального робочого

тіла для використання утилізаційного ORC контуру. Витрата газу та повітря на котел в залежності від режиму роботи представлені у табл. 3 [15].

Таблиця 1 – Виробництво теплоти та споживання електроенергії протягом 2013 року

№ та адреса котельні	Встановлені котли	Режими роботи					
		Літній		Перехідний (жовтень, квітень)		Основний опалювальний	
		$Q_{тл}$, Гкал/ч	$N_{ел}$, МВт·ч	$Q_{тп}$, Гкал/ч	$N_{еп}$, МВт·ч	$Q_{то}$, Гкал/ч	$N_{ео}$, МВт·ч
1. вул. Жовтневої революції, 99	2 ПТВМ-50-I, + паровий	2,4–3,8	0,18–0,19	8,0–12,5	0,29–0,37	14,0–21,8	0,38–0,43
2. вул. Академіка Проскури, 1	3 ПТВМ-30M4, 1 ПТВМ-30M	1,2–5,5	0,06–0,23	13,4–18,1	0,45–0,66	21,6–33,9	0,69–0,79
3. вул. Костичева, 2/1	4 ПТВМ-100	11,3–35,6	0,37–1,38	25,5–61,0	1,0–2,21	73,8–112,4	2,34–2,77
4. вул. Шекспіра, 17	4 ПТВМ-50, 1 ПТВМ-100	3,0–25,1	0,14–1,11	31,7–60,2	0,96–1,93	69,1–115,2	2,05–2,29
5. пр-т. Московський, 275 (ТЕЦ-4)	3 ПТВМ-100 2 ПТВМ-180 + парові	27,0–30,0	1,42–1,51	58,6–93,8	2,2–3,43	104,0–167,5	3,66–3,95
6. вул. Столетова, 4	6 ПТВМ-100 1 ПТВМ-180	28,2–31,4	1,5–1,63	61,9–95,1	2,52–3,7	143,1–181,0	3,85–4,22

Таблиця 2 – Режим роботи водогрійного котла ПТВМ-100 (паливо природний газ)

Показник	Навантаження котла, Гкал/год.					
	25	30	40	60	80	100
Температура холодного повітря на вході в дугтьові вентилятори $t_{х.в}$, °C $t_{х.в}$, °C	← 5 →					
Витрата води через котел G_k , т/год. G_k , т/год	← 1235 →					
Температура води на вході $t_{вх}$, °C	← 70 →					
Температура води на виході $t_{вих}$, °C	90	94	102	119	135	150
Коефіцієнт надлишку повітря за котлом $a_{вих}$	1,10	1,09	← 1,07 →			
Присоси повітря в котел Da_k	0,48	0,40	0,30	0,20	0,15	0,12
Температура вихідних газів $t_{вих}$, °C	85	89	102	128	155	180
Втрати тепла:						
– з відхідними газами q_2 , %	3,62	3,77	4,28	5,42	6,60	7,69
– з хімічною неповнотою згорання q_3 , %	← 0 →					
– з механічною неповнотою згорання q_4 , %	← 0 →					
– в навколишнє середовище q_5 , %	← 0,05 →					
Коефіцієнт корисної дії бруто $\eta_{кб}$, %	96,33	96,18	95,67	94,53	93,35	92,26
Потужність, споживана дугтьовими вентиляторами $N_{дв}$, кВт	23,8	28,2	38,8	59,4	81,6	109,2

Таблиця 3 – Витратні характеристика котла ПТВМ-100 при $Q_{рн} = 33,3 \text{ МДж/м}^3$

Показник	Навантаження котла, %					
	25	30	40	60	80	100
Котел № 1						
Число включених горілок, од.	4	5	6	8	12	16
Об'ємна витрата повітря на котел: часова, $\text{м}^3/\text{год}$	3600	4500	5400	7200	10800	14400
секундна, $\text{м}^3/\text{с}$	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8
Об'ємна витрата повітря на котел: часова, $\text{м}^3/\text{год}$	40000	50000	60000	80000	120000	160000
секундна, $\text{м}^3/\text{с}$	11,2	14	16,8	22,4	33,6	44,8
масова секундна, кг/с^*	8,4	10,5	12,6	16,8	25,2	33,6
Температура вихідних газів, $^{\circ}\text{C}$	90	94	102	119	135	150
Коефіцієнт надлишку повітря за котлом	1,1	1,09	1,07	1,07	1,07	1,07
Об'ємна витрата ДГ: вартовий, тис. $\text{м}^3/\text{год}$.	55316	69390	83813	116816	182377	252109
секундний, $\text{м}^3/\text{с}$	15,37	19,27	23,28	32,45	50,66	70,03
Теоретичне кількість парів води в ДГ, т/год .	4,896	6,142	7,418	10,339	16,142	22,314
кг/с	1,36	1,706	2,061	2,872	4,484	6,198
Тепловміст ДГ, кДж/кг	1733	1792	1908	2133	2331	2501
Теплота, виділена при конденсації парів води, кДж/с	3618	4548	5520	7769	12228	17021
Теплота, що виділилася при конденсації парів води, кДж/с	28558	38039	49414	78699	146871	236591
Додаткова теплота при конденсації парів води, кДж/с	2563	4702	7444	16185	44375	89997

* при щільності природного газу $0,75 \text{ кг/м}^3$

Тривалість режимів роботи котлів на гаряче водопостачання в літній період (ГВП), для різних регіонів України становить 4086–5742 год. Виходячи з цього теоретично можливі два варіанти.

Перший варіант – у літній період працює один котел з мінімальним навантаженням (наприклад, у котельні № 3 табл. 1, це котел ПТВМ-100, його теплова потужність 25 Гкал/год. 4 включені пальники, ККД брутто 96,33 %, температура відхідних газів 85°C [16]). У цій котельні в опалювальний сезон початкове теплове навантаження складає 60 Гкал/год., середнє теплове навантаження 85–112 Гкал/год. тобто працюють два або три котла з 40–45 % навантаженням з температурою відхідних газів 102 – 108°C), в літній період максимальна потужність – 25–35 Гкал/год., працюючи на одному котлі.

Другий варіант, пов'язаний з роботою в літній період на теплогерелі одного котла з навантаженням, що перевищує 50–60 %, тобто з температурою димових газів понад 140°C [16]. Як видно з аналізу даних табл. 1, такий режим не характерний, принаймні, для потужних котелень м. Харкова, які мають великий запас теплової потужності, і далі аналізуватися не буде.

Досвід використання ORC циклів на котельнях. Як було показано раніше, заходам спрямованим на підвищення ефективності використання ORC циклів приділяється досить багато уваги. Не зупиняючись в подальшому на аналізі конкретних публікацій, позначимо результати найважливіші з точки зору застосування цих циклів:

– робота ORC циклів реалізується, якщо різниця температур між гріючим та охолоджуючим середовищем перевищує 30 – 40°C ;

- в якості робочого тіла для ORC циклу підходить речовина (суміш речовин), прикордонна крива ступеня сухості, якого має від’ємний нахил;
- велику електричну потужність утилізаційного ORC контуру можна отримати, якщо використовувати на вході в турбіну органічне тіло з сверхкритичними параметрами;
- у багатоконтурних ORC циклах ККД вище, ніж в одноконтурних;
- критерієм якості в утилізаційних циклах доцільно приймати додаткову електричну потужність, що генерується;
- для кожного інтервалу температур середовища, що гріє в діапазоні 40 – 50 °C раціонально використовувати своє робоче тіло.

Найбільш ефективним робочим тілом для ORC контуру в діапазоні температур середовища, що гріє 80–120 °C вважається R245fa, в діапазоні 120–160 °C – однокомпонентні (R600), в діапазоні 180–220 °C – суміші (i-C4H10/R141b; i-C4H10/R161; i-C4H10/n-C6H14) (рис. 1).

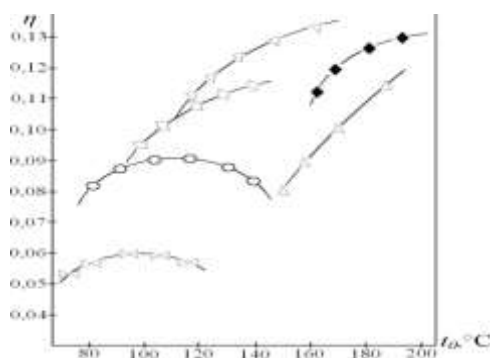


Рисунок 1 – Залежність ККД циклу від температури пари на вході в турбіну (◆ – i-C₄H₁₀/R141b [14]; ▽ – R600, △ – n-пентан, ✕ – R134a, ○ – R245fa, ◇ – R600a [17])

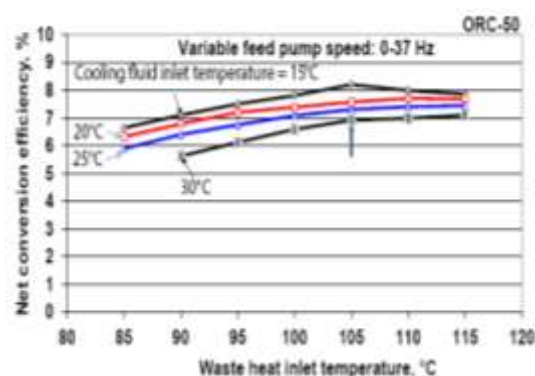


Рисунок 2 – Залежність ККД ORC контуру від температур: джерела тепла і води, що охолоджує (робоче тіло R245fa) [18]

Як видно з рис. 1, ні одне робоче тіло не працює ефективно в усьому діапазоні зміни температури від 80 до 180 °C.

Крім того, наведена на рис. 1 залежність ККД ORC контуру від температур теплоджерела і охолоджуючої води (робоче тіло R245fa) не цілком відповідає рис. 2. Тобто, в кожному окремому випадку необхідно враховувати не тільки параметри середовища гріючого але й охолоджуючого [18].

Питому електричну потужність, що генерується за допомогою ORC циклу при використанні різних робочих тіл, наведена на рис. 3 [14].

Як видно з рис. 3, в діапазоні температур 80–140 °C в якості робочого тіла використовується суміш робочих тіл R142b та R12 у масовій пропорції 80/20, відповідно, а в температурному діапазоні від 140–220 °C – i-C₄H₁₀/n-C₆H₁₄ (60/40) [14]. При цьому необхідно враховувати, що R142b і R12 надають шкідливий вплив на навколишнє середовище [19, 20]. Проте залежно від умов, що впливають на роботу установки, вибір може змінитися, що необхідно враховувати у кожному окремому випадку.

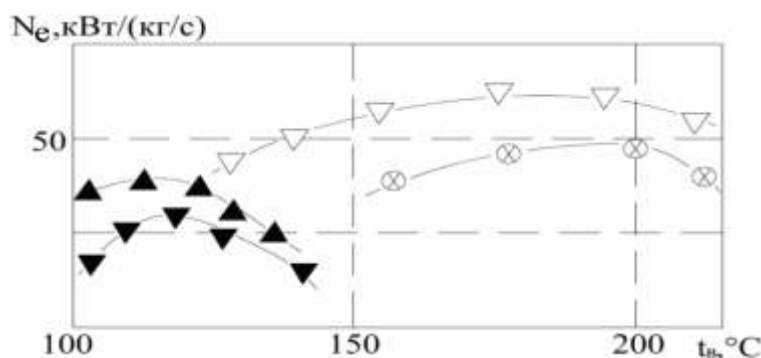


Рисунок 3 – Питома електрична потужність, що генерується утилізаційним ORC контуром в залежності від робочого тіла температури відхідних газів: $\blacktriangle$ – R142b/R12 (80/20); $\blacktriangledown$ – R600a; ∇ – $i-C_4H_{10}/n-C_6H_{14}$ (60/40); $\otimes$ – $i-C_4H_{10}/R141b$ (60/40)

Вимоги до низькокиплячих робочих тіл. Термодинамічні властивості низькокиплячих робочих тіл дозволяють утилізувати скидку низькопотенційну теплоту, виробляючи теплову енергію для подальшого перетворення в електроенергію.

При виборі низькокиплячих робочих тіл (хладони для застосування в енергетиці) необхідно враховувати наступні вимоги:

- екологічні – озонобезпечність, низький потенціал глобального потепління, негорючість та не токсичність;
- термодинамічні – низька температура кипіння при атмосферному тиску; невисокий тиск конденсації; висока теплопровідність; мала в'язкість, що забезпечують скорочення гідравлічних в системі;
- експлуатаційні – термхімічна стабільність, хімічна сумісність з матеріалами, негорючість, вибухобезпечність;
- економічні – наявність товарного виробництва, доступні ціни.

Хладони, які повністю відповідають перерахованим вимогам, знайти практично неможливо. Посилення екологічних вимог, що висуваються міжнародними конвенціями, може погіршити ситуацію, викинувши з ринку робочі тіла які добре себе зарекомендували, та відкривши дорогу маловивченим хладонам. Тому в кожному окремому випадку вибирати хладон з урахуванням конкретних умов роботи машини. Перевагу слід віддавати тим з них які задовольняють більшості представлених вище вимог [34].

Проведення досліджень. Дослідження особливостей функціонування утилізаційного ORC контуру на димових газах котла на природному газі. Виконані оптимізаційні розрахункові дослідження циклу. Запропоновано в якості робочого тіла в діапазоні температур теплоджерела 80–130 °C використовувати R245fa, в діапазоні температур 130–180 °C суміш ($i-C_4H_{10}/R141b$), на вході в турбіну це сумішове робоче тіло повинне нагріватися до надкритичних параметрів.

Використовуючи графічну залежність питомої електричної потужності (рис. 3) та дані щодо теплового навантаження котлів та обсяги відповідних димових газів (табл. 2 та 3) можна оцінити можливості генерації електроенергії утилізаційним ORC контуром [14]. У процесі дослідження можливої одержуваної електричної потужності при реалізації ORC контуру на водогрійній котельні необхідно враховувати: температура димових газів змінюється в діапазоні 90–150 °C; охолоджуючим середовищем для НРТ служить зворотна мережна вода з температурою 40–50 °C (літній період).

При цьому слід розглядати варіанти з температурою димових газів, починаючи з 85 °С (при мінімальній 25 % навантаженні водогрійного котла ПТВМ-100) та з більш високим, наприклад, при 119 °С (при 60 % навантаженні котла ПТВМ-100). В обох випадках можна в якості робочого тіла ОРС циклу використовувати R245fa. У першому випадку з димових газів одного котла ПТВМ-100 можлива генерація 80 кВт ($\eta_{\text{ORC}} = 5,6 \%$, літній режим), у другому випадку 360 кВт ($\eta_{\text{ORC}} = 8,8 \%$, опалювальний період, працюють два котла). В обох випадках ступінь конденсації парів води 15 %. Як видно з табл. 1, в літній період можливості когенерації з використанням утилізаційного ОРС контуру становлять для котельні 58 %, в зимовий період відповідно 24 % від потреб. Розрахункова оцінка можливостей генерації в опалювальний період проводилася за умов середнього навантаження. Однак, при зниженні температури зовнішнього повітря теплове навантаження на котел та, відповідно, температура димових газів зростають (теоретично до 150 °С). Останнє не дозволяє ефективно використовувати робоче тіло R245fa.

На світовому ринку існує достатньо велика кількість фреонів, але не всі з них представлені споживачеві України за доступною ціною. Тому необхідно підібрати одноконтентні робочі тіла, які пропонуються на нашому ринку та максимально задовольняють екологічним, термодинамічним, експлуатаційним вимогам і мають прийнятну вартість в розглянутому діапазоні температур 80–150 °С (температура вихідних газів водогрійних котлів).

Робочі тіла, що найбільше відповідають критеріям вибору, наведені у табл. 4.

Таблиця 4 – Основні властивості хладонів, що представлені на ринку України [19–21]

Хладон	Формула	Мол. м., г/моль	$T_{\text{кп}}^*$, °С	$T_{\text{кр}}^{**}$, °С	$P_{\text{кр}}^{**}$, МПа	ОРП (ODP)	ПГП (GWP)	Вартість, грн/кг
R134a	CF_2HCHF_2	102,03	-22,5	101,10	4,07	0	1300	145
R142b	$\text{CH}_3\text{-CClF}_2$	100,5	-10,01	137,05	4,12	0,06	2000	100
R152a	$\text{C}_2\text{H}_4\text{F}_2$	66,05	-25,0	113,89	4,44	0	140	180
R600	C_4H_{10}	58,12	-0,51	152,0	3,8	0	3	147
R600a	C_4H_{10}	58,12	-11,79	134,83	3,65	0	3	165

* – температура кипіння;

** – значення параметрів у критичній точці;

ОРП – озоноруйнуючий потенціал; ПГП – потенціал глобального потепління.

Розглянемо зміну потужності установки в залежності від ступеня завантаженості котельного агрегату (без урахування наявності парів вологи у ДГ). Навантаження котла змінюється від 25 до 100 %. Відповідно його потужність, буде варіюватися від 25 до 100 Гкал/год., згідно вихідних даних стосовно котельного агрегату наведених у табл. 3, 5. Показники ефективності установки на низькокиплячому робочому тілі в залежності від ступеня завантаженості котельного агрегату представлені на рис. 4, 5.

З графіків які наведені на (рис. 4 та 5) видно, що при збільшенні початкових параметрів робочого тіла збільшується ККД ОРС циклу. Таким чином проведені розрахункові дослідження показали, що при однаковій кількості підведеної теплоти електрична потужність установки в залежності від робочого тіла, відрізняється в середньому на 10 %.

Таблиця 5 – Константи при розрахунку теплової схеми контуру ORC

Параметр	Навантаження котла, %					
	25	30	40	60	80	100
Температура димових газів до НРТ ТВ, °C	90	94	102	119	135	150
Температура димових газів за НРТ ТВ, °C	60	60	60	60	60	60
Витрата димових газів, кг/с	15,37	19,27	23,28	32,45	50,66	70,03
Підведена тепла потужність ДГ (без урахування вологи),	460	655	982	1931	3843	6390
Підведена тепла потужність ДГ (з урахуванням вологи), кВт	1396	2116	3541	8763	14588	21314
Температура робочого тіла на вході в турбіну, °C	85	90	98	115	125-130	125-145
Температура охолоджуючої води на вході в ТК НРТ, °C	40	40	40	40	40	40
ККД проточної частини турбіни, %	80	80	80	80	80	80

ТВ – теплообмінник-випарник; ТК – теплообмінник-конденсатор

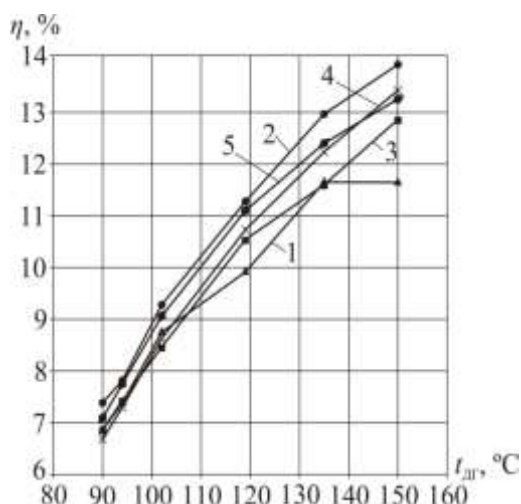


Рисунок 4 – Електричний ККД ORC циклу залежно від ступеня навантаженості котла (без урахування наявності парів вологи у ДГ): 1 – R134a; 2 – R142b; 3 – R152a; 4 – R600; 5 – R600a

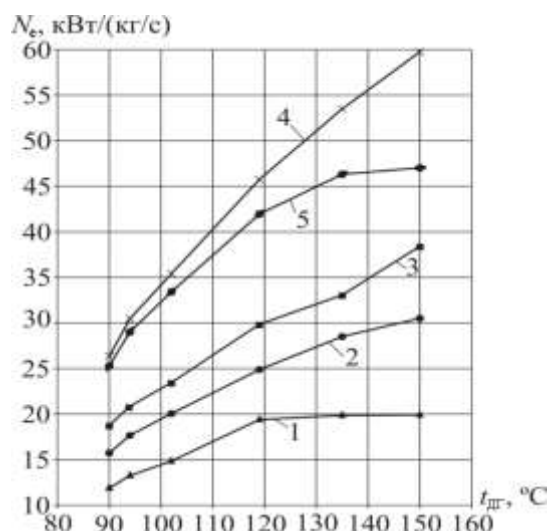


Рисунок 5 – Питома електрична потужність ORC циклу (без урахування наявності парів вологи у ДГ): 1 – R134a; 2 – R142b; 3 – R152a; 4 – R600; 5 – R600a

Найбільша потужність установки буде при використанні в якості робочого тіла R142b, яка складе, при мінімальному навантаженні котла ~ 34 кВт, а при максимальному – ~ 880 кВт. Мінімальна електрична потужність ORC контуру буде при мінімальному навантаженні котла якщо взяти R600 (~ 30 кВт), а при максимальному R134a (~ 745 кВт). Зниження ефективності застосування R134a в якості робочого тіла на параметрах вище 120 °C пов'язано з тим, що його параметри залишаються незмінними, а витрата збільшується. Як наслідок, це призводить до збільшення потужності лише за рахунок додаткової витрати НРТ.

Були також проведені дослідження, впливу на параметри та ефективність ORC циклу наявності парів вологи у димових газах. Вони показали наступне.

Урахування часткової конденсації парів води димових газах не позначається на ККД установки. Це що незважаючи на збільшення кількості теплоти, що передається більше, але при цьому параметри робочого тіла не збільшуються, а підвищуються витратні характеристики. При урахуванні наявності вологи у ДГ питома електрична потужність не змінюється, але потужність установки збільшується практично у три рази. Це відбувається за рахунок конденсації парів води, що містяться у димових газах. В даному випадку при використанні R142b при мінімальному навантаженні котла потужність складе ~ 100 кВт, а при максимальній – ~ 2900 кВт. Таким же чином це стосується й інших робочих тіл. Розрахунки проведені за умови використання теплоти димових газів в повному обсязі, однак необхідно зазначити, що на ORC контур витрачається 70 % теплоти димових газів (інша частина газів байпасується та йде на підігрів газів, що викидаються в трубу після утилізатора). Виходячи з цього, електрична потужність ORC циклу, що реалізується буде на третину менше, ніж отримана в результаті розрахункових досліджень.

В реальних умовах на котельні установлюється 3–4 котла, що дозволяє розподіляти між ними навантаження для зменшення теплових викидів в атмосферу. При тепловій потужності споживачів 100 Гкал/год., навантаження розподіляється таким чином, щоб в резерві знаходився не один котел. При наявності на теплогенеруючому підприємстві 4-х котлів теплове навантаження буде розподілятися рівномірно між двома або трьома котлами (один котел повинен бути у резерві). Така розстановка забезпечить температуру вихідних газів на рівні 90–100 °С, замість 150 °С (якщо працюватиме лише один котел). Розподіл навантажень між котлами дозволить зменшити температуру вихідних газів. При цьому їх обсяг зменшиться і складе 61,28 м³/с у порівнянні з номінальним навантаженням одного котла 70,03 м³/с. Використання групи котлів дозволить скоротити діапазон температур і, як наслідок, вибір робочих тіл для ORC контуру. Однак це призведе до зменшення термодинамічного ККД циклу.

Були проведені дослідження також і для котлів ПТВМ-30 та ПТВМ-50 потужністю 30 та 50 Гкал/год., відповідно. Результати показали, що параметри ефективності ORC циклів схожі з отриманими при розрахунку котла ПТВМ-100. Зміна потужності в залежності від котельного агрегату при однакових параметрах димових газів (150 °С) має лінійний характер (рис. 6).

Узагальнені результати, представлені на рис. 6 показують, що при збільшенні потужності котла, зміна потужності електрогенеруючої установки на низькокиплячому робочому тілі носить лінійний характер.

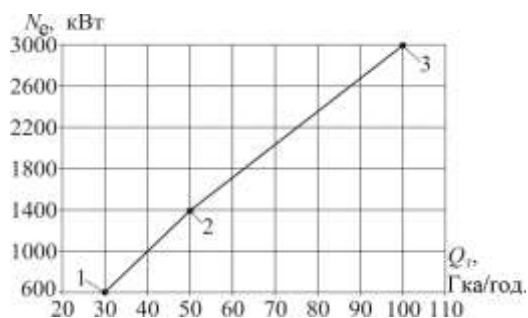


Рисунок 6 – Електрична потужність ORC циклу: 1 – ПТВМ-30; 2 – ПТВМ-50; 3 – ПТВМ-100

Висновки. Виконано аналіз і обґрунтування вирішення задачі енергозбереження у водогрійних котельнях ЖКГ шляхом реалізації замкнених паротурбінних циклів на низькокиплячих робочих тілах.

Виходячи з техніко-економічних, термодинамічних та економічних показників проаналізовано низькокиплячі робочі тіла, для застосовування у ORC контурах які іс-

нують на ринку України. Проведено розрахункові дослідження з оцінки кількості одержуваної електричної потужності при реалізації НРТ турбін з використанням відхідних газів.

На прикладі котельного агрегату ПТВМ-100 показано, що без додаткового спалювання палива та без урахування вологи в димових газах при максимальному навантаженні котла (100 Гкал/год.) електрична потужність установки складе більш ніж 800 кВт, а з урахуванням наявності вологи приблизно у три рази більше.

Необхідно зазначити, що часткова або повна конденсація парів вологи з димових газів потребує створення системи відводу конденсату.

Література

1. Газо-поршневые установки (ГПУ). Международная Энергосберегающая Корпорация [Электронный ресурс]: официальный сайт компании – ООО «Международная Энергосберегающая Корпорация», Санкт-Петербург (РФ), [2010]: Режим доступа: http://www.iescorporation.org/energосnabzhenie/alternativnie_istochniki_energii/gpu.html.
2. Гринман М.И. Перспективы применения энергетических установок малой мощности с низкикипящими рабочими телами / М.И. Гринман, В.А. Фомин // Энергомашиностроение. – 2006. – № 1. – С. 63–69.
3. Legmann H. Recovery of low grade heat by means of the ORC process in the cement industry / H. Legmann, D. Citrin // World cement. – 2004. – Vol. 35, № 4. – P. 111-116.
4. Огуречников Л.А. Комбинированная выработка электрической и тепловой энергии в низкотемпературной бинарной электростанции / Л.А. Огуречников // Альтернативные энергоресурсы и экология. – 2007. – № 5(47). – С. 68–72.
5. Пятничко В.А. Утилизация низкопотенциального тепла для производства электроэнергии с использованием пентана в качестве рабочего тела / В.А. Пятничко, Т.К. Крушневич, А.И. Пятничко // Экотехнологии и ресурсосбережение. – 2003. – № 4. – С. 3–6.
6. Экономическая эффективность утилизации низкопотенциальных вторичных энергетических ресурсов посредством установки турбины на низкикипящем рабочем теле / А.Л. Шубенко, Н.Ю. Бабак, М.И. Роговой и др. // Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит. – 2010. – № 6. – С. 18–26.
7. Minea Vasile. Power generation with ORC machines using low-grade waste heat or renewable energy / V. Minea // Applied Thermal Engineering. – 2014. – P. 143-154.
8. Stadelmann M. Untersuchungen über gas kondensationskessel/ M. Stadelmann // Gas, Wärme Int. – 1983. – № 11. – p. 459–464.
9. Тепловые схемы котлов / А.А. Паршин, В.В. Митор, А.Н. Безгрешнов и др. – М.: Машиностроение, 1987. – 224 с.
10. Репин Л.А. Возможности производства электроэнергии в водогрейных котельных / Л.А. Репин, Д.Н. Тарасов, А.В. Макеева // Электронный журнал энергосервисной компании «Экологические системы». – 2012. – № 7. – http://escosys.narod.ru/2012_7/art220.htm.
11. Прохоров А.И. Проект реконструкции центральных тепловых пунктов (ЦТП) и водогрейных котельных с целью автономной выработки электроэнергии. – 4 с. – <http://www.slideshare.net/ecolife21/heatel>.

12. Величко В.В. Автономные энергоустановки на местных видах горючих и возобновляемых источниках энергии, базирующиеся на адаптивном термодинамическом цикле и системе безнагнетательной циркуляции рабочего тела / В.В. Величко, А.И. Прохоров // Энерго- и ресурсоэффективность малоэтажных жилых зданий: II Всероссийская научн. конф. с международным участием, 24-26 марта 2015 г.: материалы конф. – Новосибирск, 2015. – С. 271–279.

13. Vanslambrouck Bruno Turn waste heat into electricity by using an Organic Rankine Cycle University College of West-Flanders, Kortrijk, Belgium. – «2nd European Conference on Polygeneration: Technologies and perspectives» Mart 30th – April 1st, Palau Firalí Congressos Tarragona, Spain, 2011.

14. Павловський С.В. Теплоутилізаційна система котельної установки з силовим когенераційним контуром: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Павловський Сергій Валерійович. – Харків, 2015. – 24 с.

15. Овсянников Н.Ф. Типовая энергетическая характеристика водогрейного котла ПТВМ-100 при сжигании природного газа / Н.Ф. Овсянников, В.Д. Соломонов. – М.: Союзтехэнерго, 1986. – 21 с.

16. Тепловые схемы котлов / А.А. Паршин, В.В. Митор, А.Н. Безгрешнов и др. – М.: Машиностроение, 1987. – 224 с.

17. Musbaudeen O. Bamgbopa Modeling and performance evaluation of an Organic Rankine Cycle (ORC) with R245fa as working fluid: degree of Master's of Science / Musbaudeen Oladiran Bamgbopa. – Northern Cyprus Campus, 2012. – 79 p.

18. Галустов В.С. Утилизация теплоты дымовых газов // «Энергия и менеджмент», Минск: Республика Беларусь, 2004, – №6. – С. 44–48.

19. Варгафтик Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Н. Б. Варгафтик. – М.: Физматгиз, 1963. – 708 с.

20. Справочник по теплопроводности газов и жидкостей / Н.Б. Варгафтик, Л.П. Филлипов, А.А. Тарзиманов, Е.Е. Тоцкий. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 352 с.

21. Базаев А.Р. Исследование термодинамических свойств смесей технически важных веществ как эффективных теплоносителей в энергетических установках / А.Р. Базаев // ФИЗИКА. – 2007. – CILD XIII, № 1-2. – С. 57–60.

Bibliography (transliterated)

1. Gaso-porshnevye ustankovki (GPU). Mezhdunarodnaya Energoberegayuschaya Korporatsia [Electronic resource]: The official site of the company – ООО «Международная Энергосберегающая Корпорация», St. Petersburg (Russia) [2010]: Access:http://www.iescorporation.org/energосnabzhenie/alternativnie_istochniki_energii/gpu.html.

2. Grinman M.I. Perspektivy primeneniya energeticheskikh ustankovok maloy moschnosti s nizkokipyaschimi rabochimi telami/ M.I. Grinman, V.A. Fomin // Energomashynostroyeniye. – 2006. – №1. –P. 63–69.

3. Legmann H. Recovery of low grade heat by means of the ORC process in the cement industry / H. Legmann, D. Citrin // World cement. – 2004. – Vol. 35, № 4. – P. 111–116.

4. Ogurechnykov L.A. Kombynyrovannaya vyrabotka elektricheskoy i teplovoy energiy v nyzkotemperaturnoy byarnoy elektrostntsii/ L.A. Ogurechnykov // Alternativniye resursy ekologii. – 2007. – № 5 (47). – P. 68–72.
5. Pyatnychko V.A. Utylyzatsiya nizkopotentsial'nogo tepla dlya proizvodstva elektroenergii s ispol'sovaniyem pentana v kachestve rabochevo tela / V.A. Pyatnychko, T.K. Krushnevych, A.I. Pyatnychko // Экологический журнал в энергосбережении. – 2003. – № 4. – P. 3–6.
6. Ekonomicheskaya effektivnost' utilizatsii nizkopotentsial'nykh vtorychnykh resursov posredstvom ustanovki turbinu na nizkokipyaschem rabochem tele / A.L. Shubenko, N.Y. Babak, M.I. Rohovoy et al. // Energoberezeniye. Energetika. Energoaudit. – 2010. – № 6. – P. 18–26.
7. Minea Vasile. Power generation with ORC machines using low-grade waste heat or renewable energy / V. Minea // Applied Thermal Engineering. – 2014 – P. 143–154.
8. Stadelmann M. Untersuchungen über gas kondensationskessel / M. Stadelmann // Gas, Wärme Int. – 1983. – № 11. – p. 459–464.
9. Teplovye shemy kotlov/ A.A. Parshin, V.V. Mytor, A.N. Bezhreshnov et al. – M.: Mashinostroyeniye, 1987. – 224 p.
10. Repin L.A. Vozmozhnosti proizvodstva elektroenergii v vodogreinykh kotelnnykh / L.A. Repin, D.N. Tarasov, A.V. Makeyeva // Elektronnyi jurnal energoservisnoy kompanii "Ekologicheskkiye sistemy." – 2012. – № 7. – http://esco-ecosys.narod.ru/2012_7/art220.htm.
11. A.I. Prokhorov Proekt rekonstruktsii tsentralnykh teplovykh punktov (CTP) v vodogreinykh kotelnnykh s tsel'yuvavtonomnoy vyrabotki elektroenergii. – 4 p. – [Http://www.slideshare.net/ecolife21/heatel](http://www.slideshare.net/ecolife21/heatel).
12. V.V. Velitsko Avtonomnye energoustanovki na mestnykh vidakh goryuchih i vobnovlyayemykh istochnikakh energii, basiruyuschih'sya na adaptivnom termodinamicheskom tsikle i sisteme beznagnetatelnoy tsirkulatsii rabochevo tela / V.V. Velytsko, A.I. Prokhorov // Energo- i resursoeffektivnost' maloetazhnykh zhylykh zdaniy: II Vse-Rossiyskaya nauchn. konf. s mezhdunarodnym uchastiyem March, 24-26'2015: Materialy konferentsii. – Novosibirsk, 2015. – P. 271–279.
13. Vanslambrouck Bruno Turn Waste heat into electricity by using an Organic Rankine Cycle University College of West-Flanders, Kortrijk, Belgium. – «2nd European Conference on Polygeneration: Technologies and perspectives» Mart 30th –April 1st, Palau Firalí Congressos Tarragona, Spain, 2011.
14. S. Pawlowski Teploutylizatsiynna systema kotel'noyi ustanovku z sulovum kogeneratsiynum kompleksom: Autoref. Dis. ... Kandidat. Teh. Nauk / Sergey V. Pawlowski. – Kharkiv, 2015. – 24 p.
15. Ovsyannikov N.F. Tipovaya energeticheskaya harakteristika vdogreynogo kotla PTVM-100 pri szhyganiy prirodnogo gaza/ N.F. Ovsyannikov, V.D. Solomon. – M.: Soyuztehnenergo, 1986. – 21 p.
16. Teplovye shemy kotlov / A.A. Parshin, V.V. Mytor, A.N. Bezgreshnov et al. – M.: Mashinostroyeniye, 1987. – 224 p.
17. Musbaudeen O. Bamgbopa Modeling and performance evaluation of an Organic Rankine Cycle (ORC) with R245fa as working fluid: degree of Master's of Science / Musbaudeen Oladiran Bamgbopa. – Northern Cyprus Campus, 2012. – 79 p.
18. Halustov V.S. Utilizatsiya teploty dymovykh gazov // "Energia i Menedjment", Minsk, Respublika Belarus', 2004, – №6. – P. 44–48.

19. Vargaftik N.B. Spravochnik po teplofizicheskim svoistvam gazov i zhidkostey/ N.B. Vargaftik. – М.: Fizmatgiz, 1963. – 708 p.

20. Spravochnik po teploprovodnosti gazov i zhidkostey / N.B. Vargaftik, L.P. Fillipov, A.A. Tarzimanov, E.E. Totskiy. – М.: Energoatomizdat, 1990. – 352 p.

21. Bazayev A.R. Issledovaniye termodinamicheskikh svoistv smesey tehnicheskivazhnih veshchestv kak effektivnyh teplonositeley v energeticheskikh ustanovkah/ A.R. Bazayev Fizika. – 2007. – CILD XIII, № 1–2. – P. 57–60.

УДК 621

Андреев С.Ю., Маляренко В.А., Шубенко О.Л., Бабак Н.Ю., Сенецкий О.В.,
Темнохуд И.О.

КОГЕНЕРАЦИЯ В ВОДОНАГРЕВАТЕЛЬНЫХ КОТЕЛЬНЫХ С КОТЛАМИ ПТВМ-100 ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ОРГАНИЧЕСКОГО ЦИКЛА РЕНКИНА

Приведен анализ и обоснование решения задач энергосбережения в коммунальных котельных на основе реализации органического цикла Ренкина. Выполнены исследования по выбору низкикипящих рабочих тел, а также проведена оценка производства дополнительной электрической мощности от реализации данного подхода на примере водогрейного котельного агрегата ПТВМ–100.

Andreev S., Malyarenko V., Shubenko O., Babak N., Senetskyi O., Temnokhud I.

COGENERATION IN THE BOILER ROOMS WITH PTVM-100 BOILERS BY USING OF ORGANIC RANKINE CYCLE

Analysis and justification of the decision of energy saving problems in municipal boiler rooms based on the realization of organic Rankine cycle are given. Research on the selection of the low-boiling working fluids, as well as evaluating the production of additional electric power from the implementation of this approach on the example of the hot-water boiler unit PTVM-100 are executed.

УДК 663.421

Арутюнян Т.В., Березка Т.О., Данилова Л.А., Досов І.Б.

РЕСУРСОЗАОЩАДЖУЮЧА ТЕХНОЛОГІЯ СОЛОДУ**1. Вступ**

Солод – це заздалегідь замочене, проросле в штучних умовах й при цьому збагачене активними ферментами зерно різних видів зернових культур.

У спиртовій промисловості для оцукрювання крохмалю застосовують в основному свіжопророслий солод. У пивоварній промисловості солод є основною сировиною для виробництва пива, тому важливими технологічними процесами є сушіння і термічна обробка солоду, що надає йому особливого аромату, кольору й смаку. В пивоварінні основним злаком для одержання солоду є ячмінь. Використовують також пшеницю, рис, кукурудзу, бобові культури та ін.

Отже, для забезпечення якісних змін і тривалого зберігання свіжепророслий солод піддають зневодненню та термічній обробці (температура 70–150 °С), чим створюють умови для хімічних і біохімічних реакцій усередині зернівок.

2. Постановка проблеми

У процесі пророщення солоду відбуваються морфологічні й біохімічні зміни зерна.

Морфологічні зміни при пророщенні зерна. Починаючи із замочування, в результаті поглинання колоїдами зерна вегетаційної вологи зерно набуває та збільшується в об'ємі.

У зерні, що проростає при виробництві солоду в штучних умовах, відбуваються такі ж фізіологічні й біохімічні зміни, як й у зерні, що росте в природних умовах (у ґрунті).

Зародок збільшується в розмірах, а головний його корінець - паросток пробиває оболонку й просувається між двома квітковими плівками. Через деякий час із цього корінця з'являється кілька тоненьких нових корінців-паростків. Зародковий листочок-проросток (майбутнє стебло) прориває плодову й насінну оболонку й просувається між ними по спинній частині до верхівки зерна. Розвиток зародкового проростка в солодовому виробництві допускається лише до певної величини. Якщо не перервати процес росту листочка в оптимальний для розвитку зернятка час, то він виступить із верхівкової частини зерна, утворюючи так званий «гусар», що допустимо при виробництві солоду для одержання спирту й зовсім не допускається його наявність при вирощуванні пивоварного солоду, оскільки це пов'язане з надмірними втратами цукрів й амінокислот, внаслідок чого погіршується якість кінцевого продукту.

Під дією ферментних систем у зерні відбуваються глибокі морфологічні зміни, у результаті чого пом'якшується й розчиняється міцна борошниста частина зерна, що при цьому легко розтирається між пальцями.

В процесі пророщення зерна, на ступінь його розпушення значно впливають навколишні умови: аерація, температура, вологість ендосперму тощо. При повільному росту корінців, тобто при обмеженій аерації, досягається краще розчинення. Швидкому розвитку проростків сприяє не тільки посилена аерація шару зерна, а і підвищена температура та вологість ендосперму [1,2,3].

Біохімічні зміни при пророщенні зерна. Невелика кількість вільних цукрів, амінокислот, пептидів і мінеральних речовин, які перебувають у зерні, розчиняються за допомогою вегетаційної води, що будить до активної життєдіяльності зародок, що у перший період життя вживає ці прості речовини для подиху й утворення нових структур. Для подальших процесів обміну речовин і росту зерна з'являються все нові й нові потреби в низькомолекулярних речовинах, здатних засвоюватися зародком. Вегетаційна вода в зерні сприяє дифузійним процесам і гідролізу високомолекулярних сполук, що здійснюється за допомогою ензимів. Перші ознаки життя зернятка характеризуються появою гормоноподібних речовин, які накопичуються в щитку й дифундують до алеїронового шару, де активізують пасивні й сприяють утворенню нових ферментів.

Екстрактивні речовини, які витрачаються на корінці й паростки є втратами екстрактивності, тому що вони відбиваються в ростковідбійній машині. Не зменшуючи кількість ферментів, що утворилися, але зменшуючи величину корінців і паростків, можна зберегти ці екстрактивні речовини. У цьому напрямку проводяться різні дослідження [3].

Літературний огляд. І.Я. Веселов запропонував метод солодощення з ферментуванням при повному пригніченні дихання ячменю на певній стадії пророщування. Таким чином, процес солодощення розмежовується на дві стадії: стадію пророщування зерна та накопичування у ньому ферментів і на стадію активного впливу ферментів на речовину ендосперму при повному пригніченні процесу дихання.

У статті «Дія ауторегуляторного фактору d1 на накопичення ферментів у рисовому солоді» розглядається інгібування росту кліток за рахунок придушення енергетичного метаболізму. При впливі на зерно, що проростає, вони можуть гальмувати інтенсивність подиху, а отже, знизити втрати сухої речовини.

У даній роботі застосовували фактор d1, наданий Інститутом мікробіології РАН. У реакційні суміші фактор вносили у вигляді розчину у воді [4].

Як об'єкт дослідження був використаний рис врожаю 1998 року, отриманий з В'єтнаму. Рис замочували повітряно-водяним способом впродовж 120 год. до вологості 45 %. На другу добу пророщення проводили обробку рису розчином фактора d1.

На першому етапі роботи вивчали вплив різних концентрацій фактора d1 на проростання рису. Після 48-годинного замочування зерно рису без зовнішніх ознак ростових процесів обробляли розчином фактором d1 з концентрацією від 0,005 до 0,5 %. Кількість пророслих зерен визначали на 3-, 4-, 5-ї добу росту. Фактор проявляє стимулюючу дію при концентрації 0,005 %. Підвищення фактора d1 викликає інгібування росту зерна – при концентрації 0,05 % кількість пророслих зерен на 5-ї добу знизилася на 90 % у порівнянні з контролем.

При концентрації фактора d1 від 0,005 % активність амілолітичних ферментів у рисі, що проростає, зростає на 15–25 %. У той же час спостерігається гальмування ростових процесів. Довжина корінця зменшується з 60 мм у контролі до 35 мм у варіанті з концентрацією фактора d1 0,05 %. Тим самим скорочуються втрати сухої речовини. З концентрації фактора d1 більше 0,2 % активність амілолітичних ферментів різко знижується. У такий спосіб обробка рису розчином фактора d1 дозволяє поєднувати пригнічення ростових процесів з ростом активності амілаз. Активність протеолітичних ферментів при оптимальних режимах обробки змінюється не значно.

Однією з характерних особливостей вищих рослин є здатність утворювання та накопичення різноманітних речовин вторинного обміну, серед яких особливо багаточисельними є фенольні сполуки. Серед фенольних сполук є як речовини загального розповсюдження, тобто властиві кожній рослині, так і унікальні, що зустрічаються лише в окремих сімействах, родах чи навіть видах рослин. Тому хімічний склад фенолів рослин, поряд з іншими біохімічними показниками, використовується у систематиці рослин як одна з таксономічних ознак.

Відомих на цей час природних фенольних сполук нараховується більше 3000, причому з кожним роком їх кількість зростає. Доведено, що більшість поліфенолів є активними метаболітами кліткового обміну та відіграють важливу роль в різних фізіологічних функціях рослин. Так, убіхінон і пластохінон є компонентами електрон-транспортного ланцюга мітохондрій і хлоропластів, а система орто-дифенолоксидаза виконує в рослинній клітці різноманітні функції, починаючи від вторинних окислювально-відновлювальних процесів та закінчуючи процесом дихання.

Тривалий час вважали, що поліфеноли є кінцевими продуктами обміну речовин. Однак пізніше виявилось, що чимало фенольних сполук піддаються активному метаболізму з вивільненням акумульованої в них енергії. Поліфеноли слугують рослинам для захисту від паразитів та інгібування процесів росту і тим самим позбавляють клітину енергії, яка необхідна для синтезу ряду речовин. Іншою стороною дії фенольних сполук як інгібіторів ростових процесів є їх здатність утворювати водневі зв'язки з білками, а також блокувати їх сульфгідрильні групи, у результаті чого дія ферментів інактивується [1].

Мета дослідження

Метою даного дослідження є вивчення впливу поліфенольних речовин хмелю на процеси пророщування – величину паростків, корінців та амілолітичну активність.

Недарма сировиною для обробки зерна був обраний екстракт хмелю, бо хміль є "рідною" сировиною в виробництві пива.

У хмелі містяться поліфенольні речовини від 2 % до 5 % на СР. Поліфенольні речовини володіють декількома важливими для броварника властивостями, а саме:

- в'язким смаком;
- здатністю зв'язувати й осаджувати комплексні білкові речовини;
- антиоксидантними властивостями, що забезпечують стійкість пива.

Апробація результатів експериментальних досліджень щодо обґрунтування

Як об'єкт дослідження використали:

- замочений ячмінь, отриманий на заводі «Малтюр» (м. Харків) [5];
- гранульований хміль.

Дані обробляли за допомогою повного факторного експерименту на двох рівнях. В центрі плану визначили вміст сухих речовин хмелю, у тому числі поліфенолів, який склав 0,028 % (фактор x_1) та концентрацію водно-спиртового розчину – 50 % об. (фактор x_2). Обрали інтервал варіювання. Для першого фактору – 0,022 %, для другого – 30 % об. Отримали верхній рівень x_1 – 0,05 %, x_2 – 80 % об.; нижній рівень – x_1 – 0,006 % та x_2 – 20 % об. Умови проведення дослідів зазначені в таблиці 1:

Таблиця 1 – Умови проведення дослідів

Фактори	Концентрація фенолів хмелю, %	Концентрація спирту, % об.
Код	x1	x2
Основний рівень	0,028	50
Інтервал варіювання	0,022	30
Верхній рівень	0,05	80
Нижній рівень	0,006	20

Матриця планування двохфакторного експерименту представлена у табл. 2.

Таблиця 2 – Матриця планування експерименту

№ п/п	Фактор 1 феноли	Фактор 2 спирт	Фактори в кодовому вигляді	
			x1	x2
1	0,05	80	1	1
2	0,006	80	-1	1
3	0,05	20	1	-1
4	0,006	20	-1	-1
5	0,028	50	0	0
6	0,028	50	0	0
7	0,028	50	0	0

Параметрами відгуків обрано довжину корінців і паростків, а також амілолітичну активність.

Для проведення експерименту готували фенольні витяжки із хмелю. Ароматичний хміль зважували, подрібнювали змішували з діетиловим ефіром, настоювали на протязі доби. Далі суміш відфільтровували для вилучення гірких та органічних речовин, утворену макуху сушили у витяжній шафі.

Готування водно-спиртових розчинів необхідної концентрації. Для експерименту приготували водно-спиртові розчини наступних концентрацій: 80 %; 50 %; 20 %.

Вилучення сухих речовин хмелю велось наступним способом. В 3 конічні колби (250 мл) внесли наважку макухи по 20 г та водно-спиртові розчини необхідних концентрацій по 140 мл. Дали відстоятися при кімнатній температурі впродовж 3 годин. Далі відфільтрували через хімічну воронку та дали відстоятися. Потім в зважені бюкси внесли по 5 мл екстракту, зважили на аналітичних вагах та підігріли на сітці до пастоподобного стану. Бюкси висушили в сушильній шафі при 105 °C впродовж 3 годин. Далі бюкси охолодили та зважили на аналітичних вагах та розрахували кількість сухих речовин. Експеримент ставили в паралелях. Далі за сухими речовинами розрахували кількість мл водно-спиртових екстрактів за заданими концентраціями фенолів.

Для проведення дослідів взяли 1600 г солоду. У солодоростильні ящики помістили по 200 г солоду на змочену марлю й прикрили солод вологою марлею. На другий день пророщення провели обробку солоду фенольними речовинами з хмелю в кількості 0,006; 0,028; 0,05. Протягом усього процесу пророщення солод зволожували та ворущили. При зволоженні використали на кожну порцію по 25 мл води. Пророщення про-

водили протягом 5 днів. На 4-й день заміряли корінці й паростки, визначили амілолітичну активність за наступною методикою.

Метод дослідження ґрунтується на гідролізі крохмалю витяжкою амілолітичних ферментів солоду до декстринів різної молекулярної маси. Виражається амілолітична активність числом одиниць цих ферментів в 1 г солоду [6, 7].

Масу прогідролізованого крохмалю (m) у грамах обчислюють за формулою

$$m = (D_1 - D_2) / D_1 \cdot 0,06, \quad (1)$$

де D_1 – оптична щільність контрольного розчину; D_2 – оптична щільність дослідного розчину; 0,06 – маса крохмалю, яку взяту на аналіз, грам (3 см^3 2 %-го розчину крохмалю).

Амілолітичну активність солоду (АС) в од/г обчислюють за формулою

$$AC = (6,889 \cdot m - 0,02939) / a \cdot 10^3, \quad (2)$$

де m – маса прогідролізованого крохмалю, г; a – вміст солоду в реакційному середовищі, мг; 6,889 і 0,02939 – емпіричні коефіцієнти.

Для визначення довжини корінців і паростків пророслого ячменю з кожної проби відібрали по 100 пророслих зерен та за допомогою штангенциркуля поміряли довжини паростків й корінців. Розрахували середньозважені величини шляхом складання всіх довжин паростків (корінців) та поділом на 100 зерен. Результати експерименту представлені в таблиці 3.

Таблиця 3 – Вплив концентрації фенолів хмелю на активність амілолітичних ферментів і на довжину паростка та коренів

Концентрація фенолів хмелю, %	Концентрація водно-спиртової суміші, %	Довжина корінців		Довжина паростку		Активність амілаз	
		мм	% до контролю	мм	% до контролю	од/г	% до контролю
0 (контроль)	вода	13,2	100	7,4	100	210	100
0,05	80	6,2	46,9	5,1	68,9	207	98,5
0,006	80	11,2	84,8	6,02	81,35	215	102
0,05	20	11,7	88,6	6,4	86,5	205	97,6
0,006	20	12,4	93,9	6,59	89	212	100,9
0,028	50	12,5	94,6	7,34	99,2	202	96,2
0,028	50	12,6	95,4	6,79	91,75	207	98,5
0,028	50	13,5	1,02	7,2	97,3	209	99,5

Розрахунок проводили за допомогою програмного забезпечення MathCAD.

Матриця планування експерименту (двох факторний експеримент) наведена в таблиці 4.

Таблиця 4 – Матриця планування експерименту

№ п/п	феноли	спирт	Фактори в кодово- му вигляді		Корінці	Паростки	Активність амілаз
			x1	x2			
1	0,05	80	1	1	6,20	5,12	207
2	0,006	80	-1	1	11,20	6,03	215
3	0,05	20	1	-1	11,67	6,41	205
4	0,006	20	-1	-1	12,41	6,59	212
5	0,028	50	0	0	13,63	6,89	202
6	0,028	50	0	0	12,53	7,34	207
7	0,028	50	0	0	12,63	6,79	209

Як параметр відгуку прийняли довжину корінців, тому як видно з матриці планування, амілолітична активність майже не змінюється, як і довжина паростків. Крім того довжину корінців вимірювати легше за рахунок їх прямої форми.

При проведенні експерименту потрібно враховувати необхідність визначення помилки досліду, тобто дисперсії досліду S^2y . Для проведення розрахунку дисперсії необхідно розрахувати відхилення функції відгуку (табл. 5).

Таблиця 5 – Відхилення функції відгуку

№ досліду	y_{0l}	$\Delta y = (y_{0l} - y_0)$	Δy^2
5	13,63	0,7	0,49
6	12,53	0,4	0,16
7	12,62	0,31	0,096

Середнє значення функції відгуку Δy^2 :

$$y_0 = (13,63 + 12,53 + 12,62) / 3 = 12,9.$$

Сума квадратів відхилень $\sum \Delta y^2$ дорівнює:

$$\sum \Delta y^2 = (0,49 + 0,16 + 0,096) = 0,62.$$

Дисперсія досліду S^2y :

$$S^2y = \sum_{i=1}^{n_0} \frac{y_{0l} - y_0}{f} = \frac{0,616}{2} = 0,308,$$

де y_{0l} –результат l -го дослідю на основному рівні; y_o – середнє арифметичне значення всіх n_0 дослідів на основному рівні; f – число ступенів свободи.

$$f = 3-1 = 2.$$

Лінійна модель у випадку планування 2^2 має вигляд:

$$y = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_1 \cdot x_2. \quad (3)$$

Далі матриця планування повного факторного експерименту має наступний вигляд (табл. 6).

Таблиця 6 – Матриця планування повного факторного експерименту

№ дослідю	x_0	x_1	x_2	x_1x_2	y_n
1	+1	+1	+1	+1	6,10
2	+1	-1	+1	-1	11,20
3	+1	+1	-1	-1	11,67
4	+1	-1	-1	+1	12,41

В даному випадку планом експериментом є тільки стовбці 3 та 4. Стовбець 6 складає результати дослідів. Інші стовбці – допоміжні.

Для розрахунку коефіцієнтів моделі (3) використовують метод найменших квадратів. Коефіцієнт рівняння регресії обчислюють за наступним рівнянням (4):

$$b_i = \sum_{n=1}^N x_{i n} y_n / N. \quad (4)$$

$$b_0 = \frac{6,20 + 11,20 + 11,67 - 12,41}{4} = 10,37.$$

$$b_1 = \frac{6,20 - 11,20 + 11,67 - 12,41}{4} = -1,435.$$

$$b_2 = \frac{6,20 + 11,20 - 11,67 - 12,41}{4} = -1,065.$$

$$b_3 = \frac{6,20 - 11,20 - 11,67 + 12,41}{4} = 0,077.$$

Коефіцієнти b_1 розраховуються з дисперсією S_{bi}^2 за формулою:

$$S_{bi} = 0,28.$$

Рівняння адекватно описує процес.

Перевірку значимості коефіцієнтів можна проводити порівнюючи абсолютну величину коефіцієнтів з його довіреним інтервалом та розрахувати за формулою:

$$\Delta b_i = t \cdot S_{b_i} = 4,3 \cdot 0,28 = 1,207, \quad (5)$$

де t – критерій Стюдента, знаходять за таблицею в залежності від рівня значимості α та числа ступенів свободи при визначенні дисперсій дослідів; S_{b_i} – середньоквадратична похибка при визначенні коефіцієнтів регресії.

Коефіцієнт вважають статистично значимим, коли його абсолютна величина більше довіреного інтервалу, тобто:

$$|b_i| \geq \Delta b_i. \quad (6)$$

Остання нерівність характеризується тим, що абсолютна величина коефіцієнта повинна бути в t разів більше, чим похибка його визначення. В протилежному випадку, значимість коефіцієнтів можна перевірити за t -критерієм, розрахувавши його за формулою:

$$t_{\text{розр.}} = |b_i| / S_{b_i}. \quad (7)$$

Коефіцієнт є значимим, якщо $t_{\text{розр.}}$ більше чи дорівнює $t_{\text{табл.}}$.

$$t_{\text{табл.кр.}} = 4,3. \quad (8)$$

Отримуємо наступний вид рівняння регресії:

$$y = 10,37 - 1,435 x_1 - 1,67 x_2 - 1,065 x_1 x_2. \quad (9)$$

Перевірка адекватності моделі.

Таблиця 7 – Розрахунок дисперсії неадекватності

№ дослідів	$y_{\text{експ.}}$	$y_{\text{розр.}}$	$\Delta y = y_p - y_e $	Δy^2
1	6,20	7,29	1,09	1,18
2	11,20	12,29	1,09	1,18
3	11,67	12,76	1,09	1,18
4	12,41	13,64	1,23	1,51

$$\Sigma = 5,05.$$

Гіпотезу щодо адекватності перевіряють за допомогою F -критерія (критерія Фішера). Його розрахункове значення визначають за формулою:

$$F_{\text{роз.}} = S_{\text{неад.}}^2 / S_y^2 = 1,51 / 0,308 = 4,9. \quad (10)$$

$$S_{\text{неад.}}^2 \sum_{n=1}^N (y_n \text{ роз} - y_n \text{ експ})^2 / (N - K') = 5,05 / 2 = 2,52. \quad (11)$$

$$K = 2,$$

де y_n роз y_n експ – значення параметру оптимізації в i -том досліді, відповідно розрахований за рівнем регресії та визначений експериментально. У чисельнику формули (11) – число ступенів свободи при визначенні дисперсії неадекватності: $f_2 = N - K'$, де K' – число коефіцієнтів рівняння, N – кількість дослідів в матриці планування.

Оскільки виконується умова (10) – модель є адекватною.

$$F_{\text{роз}} \leq F_{\text{табл.}}$$

В результаті обробки експериментальних даних методом повного факторного експерименту отримано рівняння регресії:

$$y = 11,46 - 1,435x_1 - 1,67x_2 - 1,065x_1x_2.$$

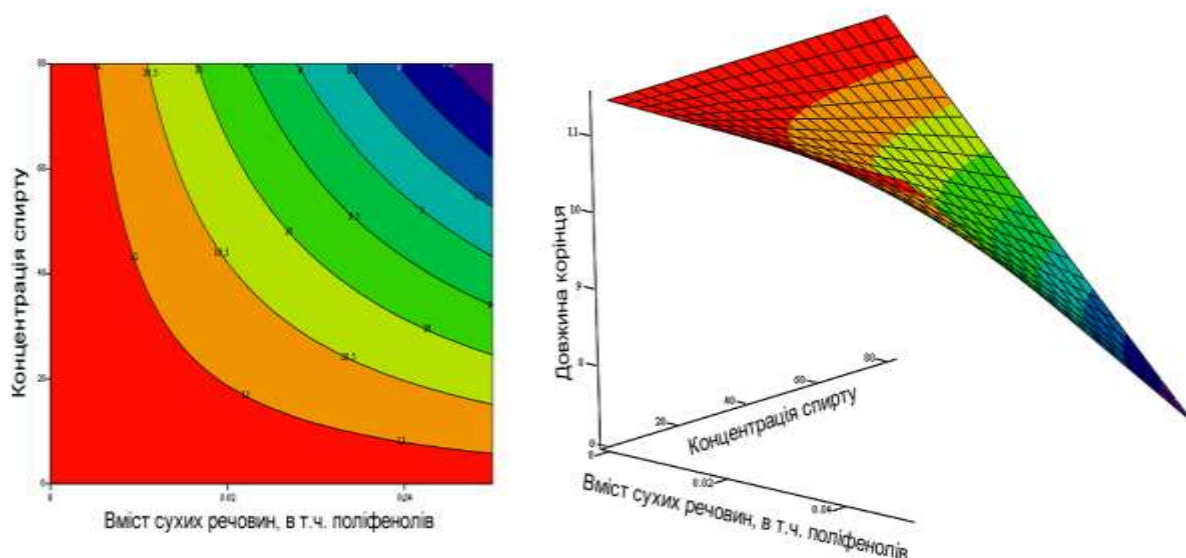


Рисунок 1 – Вплив сухих речовин хмелю, в т.ч поліфенолів на довжину корінця

Висновки

Експериментально підтверджено, що поліфеноли хмелю та різні об'ємні доли спирту впливають на ріст корінця, а саме є інгібіторами росту. Отже, можна зробити висновок, що дубильні речовини хмелю, при обробці ними зерна, що проростає, дозволяють знизити втрати сухих речовин.

Література

1. Кунце В. Технология солода и пива. –П.: Пищ. промышленность, 1999.– 838 с.
2. Федоренко Б.Н. Инженерия пивоваренного солода : Учеб.-справ. пособие. – СПб.: Профессия, 2004. – 248 с.
3. Домарецький В.А., Технология солоду та пива: Підручник. – К.: Фірма «Ін-кос», 2004. 426 с.
4. Рухлядева А.П., Полыгалина Г.В. Пиво и напитки. Научная статья «Действие ауторегуляторного фактора d1 на накопление ферментов в рисовом солоде». – 1999. – №1 – с. 40–41.

5. ДСТУ 3769-98 Ячмінь. Технічні умови. Київ: Держстандарт України, 1998. – 13 с.
6. Методичні вказівки до лабораторних робіт з дисципліни «Основи ферментології» для студентів усіх форм навчання зі спеціальностей 7.091705 «Технологія жирів та жирозамінників» і 7.091704 «Технологія бродильних виробництв та виноробства» / Уклад. П.О. Некрасов, Л.А. Данилова. – Харків : НТУ «ХПІ», 2006. – 33 с.
7. Мальцев П.М. Химико-технологический контроль производства солода и пива. – М.:Пищевая промышленность, 1976. – 447 с.

Bibliography (transliterated)

1. Kuntse V. Tehnologiya soloda i piva.–P.: Pisch. promyishlennost, 1999.–838 p.
2. Fedorenko B.N. Inzheneriya pivovarennoho soloda : Ucheb.-sprav. posobie. – SPb.: Professiya, 2004. – 248 p.
3. Domarets'kyi V.A., Tekhnolohiya solodu ta pyva: Pidruchnyk. – K.: Firma «Inkos», 2004. 426 p.
4. Ruhlyadeva A.P., Polyigalina G.V. Pivo i napitki. Nauchnaya statya «Deystvie avtoregulyatornogo faktora d1 na nakoplenie fermentov v risovom solode». – 1999. – #1 – p. 40–41.
5. DSTU 3769-98 Yachmin'. Tekhnichni umovy. Kyiv: Derzhstandart Ukrayiny, 1998. – 13 p.
6. Metodychni vkazivky do laboratornykh robot z dystsypliny «Osnovy fermentolohiyi» dlya studentiv usikh form navchannya zi spetsial'nostey 7.091705 «Tekhnolohiya zhyriv ta zhyrozaminnykiv» i 7.091704 «Tekhnolohiya brodylnykh vyrobnytstv ta vynorobstva» / Uklad. P.O. Nekrasov, L.A. Danylova. – Kharkiv : NTU «KhPI», 2006. – 33 p.
7. Maltsev P.M. Himiko-tehnologicheskyy kontrol proizvodstva soloda i piva. – M.:Pishevaya promyishlennost, 1976. –447 p.

УДК 663.421

Арутюнян Т.В., Березка Т.А., Данилова Л.А., Досов И.Б.

РЕСУРСОСБЕРЕГАЮЩАЯ ТЕХНОЛОГИЯ СОЛОДА

В ходе работы предложена ресурсосберегающая технология получения солода, позволяющая существенно снижать потери сухих веществ вследствие воздействия ингибиторов роста на зерна ячменя.

Arutyunyan T., Berezka T., Danilova L., Dosov I.

RESOURCE-EFFICIENT MALTING TECHNOLOGY

As part of this research project, a resource-efficient method for malt production has been proposed. With growth inhibitors involved in the germination process, it allows significantly reduce the normal loss in the dry substance of the barley grains.

УДК: 681.523

Мезеря А.Ю.

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СИСТЕМЫ АВТОМАТИЧЕСКОЙ ПОДАЧИ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА И АКТИВАТОРА ГОРЕНИЯ В ТОПКУ КОТЛА ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Введение

Увеличение объема сжигаемого твердого топлива, удорожание его добычи, при одновременном ухудшении качества добытого топлива, является одной из основных проблем современной теплоэнергетики и угольной отрасли и ставит на повестку дня вопросы существенного повышения эффективности его использования как за счет усовершенствования традиционных способов сжигания, так и за счет развития новых перспективных его технологий.

В работе [1] приведены результаты испытаний энергоблока №1 Змиевской ТЭС мощностью 200 МВт и расходам угольного топлива 100 т/ч с использованием присадок-активаторов на основе анакларида, которые разработаны и производятся НПП «Адиоз» (г. Киев). При испытаниях установлено, что использование присадок-активаторов на основе анакларида приводит к повышению эффективности сжигания низкосортных топлив (уменьшение потерь с механическим и химическим недожогом) и уменьшению расхода дорогостоящего природного газа, необходимого для подсветки факела. Эффект, предположительно, достигается за счет сжигания факела под действием содержащихся в анаклериде спиртоводородных соединений, повышения температуры в ядре горения и, соответственно – степени выгорания топлива. При испытаниях энергоблока №1 Змиевской ТЭС с использованием анакларидов повышение КПД энергоблока составило 3–4 %, что эквивалентно уменьшению расхода топлива на 4 т/ч при выработке той же установленной электрической мощности. Это открывает широкие возможности для существенной экономии топлива на пылеугольных тепловых электростанциях. При фонде рабочего времени 8000 ч/год повышение КПД энергоблока мощностью 200 МВт на 4% приводит к годовой экономии топлива 32 тыс.т. В масштабах Харьковской области, где эксплуатируются 12 пылеугольных энергоблоков (Змиевская ТЭС и ТЭЦ-2 «Эсхар») с общей установленной мощностью 3700 МВт, годовая экономия в денежном выражении составит 592 млн. грн.

На одну тонну топлива необходимо 5мл анакларида (500 мл на 100т, что соответствует установленной мощности 200 МВт). Стоимость анакларида составляет 2,5 грн. за мл. (1250 грн. на 100 т. или на 200 МВт установленной мощности 23125 грн/год для обеспечения всех пылеугольных блоков Харьковской области, соответственно – 185 млн. грн. в годовом исчислении). При этом «чистый» экономический эффект составит 407 млн. грн. в год [1].

На Украине общая установленная мощность тепловых энергоблоков составляет порядка 20 тыс. МВт. При этом годовой экономический эффект от внедрения технологий сжигания низкосортных топлив с использованием присадок-активаторов мог бы составить порядка 400 млрд. грн. в год.

Технической сложностью рассмотренных выше технологий является необходимость точного дозирования присадок в зависимости от количества и качества топлива, которые в существующих системах достаточно точно измерены быть не могут. В связи

с этим необходимо модернизировать систему подачи твердого топлива с целью повышения точности регулирования.

Целью работы является усовершенствование системы автоматической подачи твердого топлива на ТЭС и разработка автоматической системы подачи активатора горения.

Изложение основного материала

В системе управления режимами работы парового котла большое значение имеет точность измерения расхода топлива, поскольку функция АСУ ПК заключается, в конечном счете, в его максимальной экономии. Если методы измерения расходов жидкого и газообразного топлива являются относительно точными, то измерение расходов твердого топлива (а именно пылеугольные котлы энергоблоков мощностью 200 и 300 МВт отечественной теплоэнергетики) представляет сложную задачу. Это связано с тем, что существующие методы основаны на определении расхода топлива по измеряемой скорости вращения ротора пылепитателя. Однако расход топлива определяется не только частотой вращения ротора, но и плотностью заполнения угольной пылью межлопастного пространства, которая в существующей системе никак не фиксируется, но может существенно изменяться в зависимости от случайных процессов состояния и движения пыли в бункерах (неконтролируемые сходы, обрушения и т.п.).

С целью повышения точностью измерения расхода угольной пыли предлагается способ измерения, основанный на одновременном измерении частоты вращения и крутящего момента на валу пылепитателя и последующем вычислении фактического значения расхода пыли в микропроцессорной вычислительной системе на основе дифференциального уравнения динамики ротора пылепитателя (рис. 1)

$$\tau_{\text{пп}} = \frac{d\omega_{\text{пп}}}{d\tau}, \quad (1)$$

где

$$\tau_{\text{пп}} = \tau_{\text{р}} + \tau_{\text{уп}}, \quad (2)$$

$\tau_{\text{пп}}$ – приведенный момент инерции пылепитателя, кг·м²; $\tau_{\text{р}}$ – момент инерции ротора, кг·м²; $\tau_{\text{уп}}$ – момент инерции массы угольной пыли, находящейся в пространстве между лопастями кг·м²; $\omega_{\text{пп}}$ – угловая скорость ротора пылепитателя, рад/с; $M_{\text{кр}}^{\text{пп}}$ – крутящий момент на валу пылепитателя, Н·м.

При одновременном параллельном измерении частоты вращения ротора ω (и дифференцировании в реальном масштабе времени измерительного сигнала с целью определения углового ускорения $d\omega/dc$ и крутящего момента на валу $M_{\text{кр}}^{\text{пп}}$ (например, при помощи тензометрического датчика с цифровым выходом) в вычислительной системе измерительного блока из уравнения (1) может быть определено реальное текущее значение приведенного момента инерции:

$$\tau_{\text{пп}} = \frac{M_{\text{кр}}^{\text{пп}}}{(d\omega/dc)}. \quad (3)$$

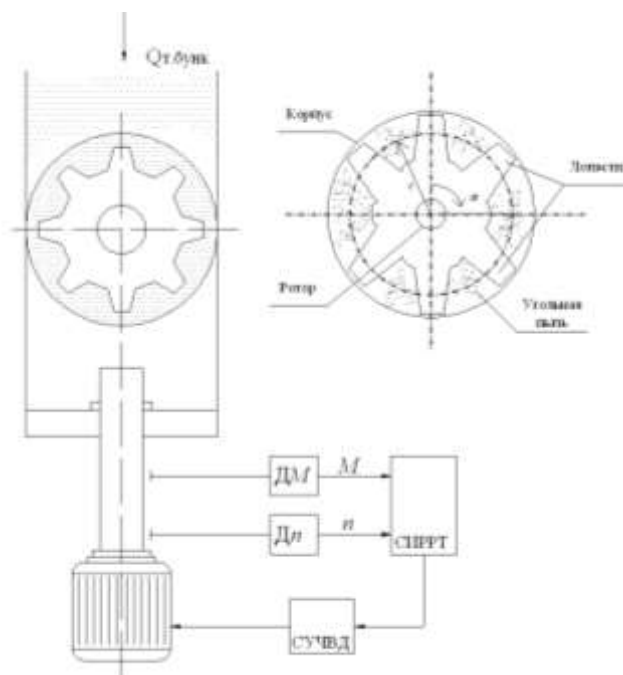


Рисунок 1 – Конструктивная схема лопастного пылепитателя и упрощенная схема его управления

Поскольку значение момента инерции ротора τ_p является постоянной величиной (конструктивная характеристика ротора), то из соотношения (2) может быть определено реальное текущее значение момента инерции массы угольной пыли, находящейся в данный момент в пространстве между лопастями пылепитателя:

$$\tau_{yp} = \tau_{пп} - \tau_p, \quad (4)$$

который, в свою очередь, определяется соотношением:

$$\tau_{yp} = m_{yp} \cdot r_c^2, \quad (5)$$

где m_{yp} – масса угольной пыли, кг; r_c – радиус средней окружности межлопастного пространства, м.

Их соотношения (5) вычисляется текущее значение массы угольной пыли

$$m_{yp} = \tau_{yp} / r_c^2 \quad (6)$$

и реальное значение расхода пылеугольного топлива

$$G_T = m_{yp} / t_{лоб} = m_{yp} \frac{\omega}{2\pi}, \quad (7)$$

где

$$t_{лоб} = 2\pi / \omega \quad (8)$$

– время одного оборота ротора пылепитателя.

На рис. 2. показана схема управления регулятором производительности пылепитателя [2].

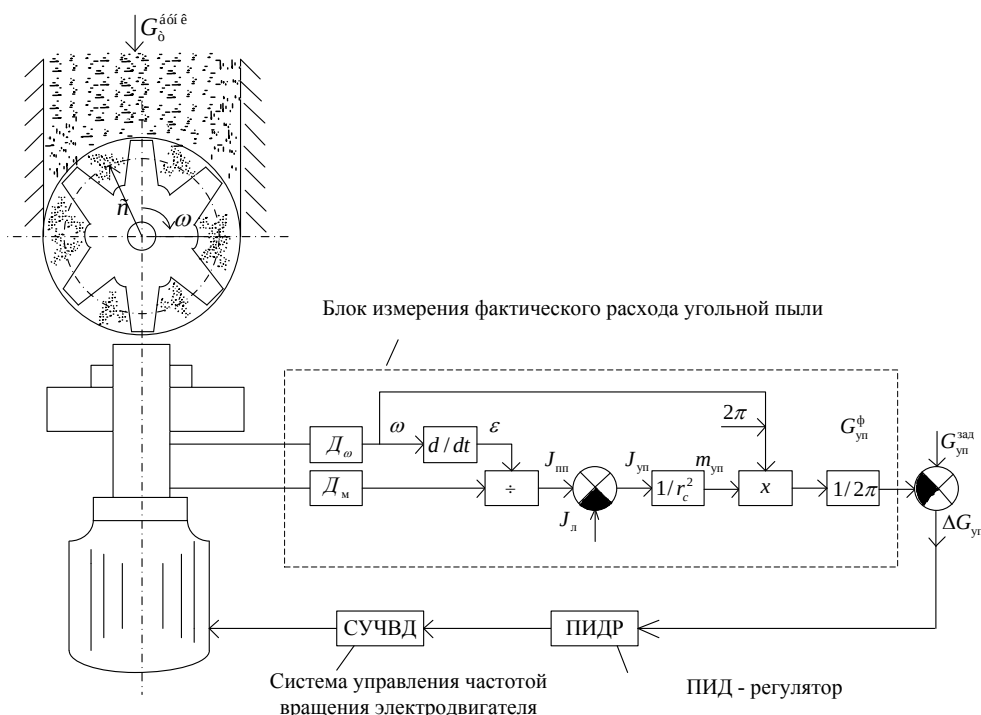


Рисунок 2 – Схема управления регулятор производительности пылепитателя

Предложенный способ определения текущего значения расхода пылеугольного топлива обеспечивает широкие возможности для практической реализации САУ пылеугольными паровыми котлами, поскольку без точного измерения расхода топлива создавать и внедрять реальные системы высокого класса технически не представлялось возможным.

Одним из эффективных практических направлений в этом плане представляется создание энергосберегающих САУ процессом сжигания топлива с использованием присадок, активизирующих процесс горения. Однако существенной технической сложностью применения активаторов горения является необходимость точного дозирования присадок в зависимости от количества и качества топлива, которые в существующих системах достаточно точно измерены быть не могут. И хотя сами присадки подаются в топку равномерно во времени прецизионными гидравлическими дозаторами, случайные флуктуации количества и качества топлива, неизбежные в реальных существующих технологических системах, при этом никак не учитываются. При недостаточном количестве присадок их положительное влияние отсутствует, а при передозировке процесс сжигания может даже ухудшиться. Этот фактор существенно ограничивает возможности широкого практического использования описанных выше технологий.

Структурная схема микропроцессорного измерительного блока, реализующего вычислительную процедуру (4)–(8) на основе показаний датчиков скорости D_ω и крутящего момента D_M , и включенного в состав системы автоматического регулирования расхода топлива, подаваемого лопастным пылепитателем, совмещенная с системой подачи активаторов горения приведена на рис. 3 [3].

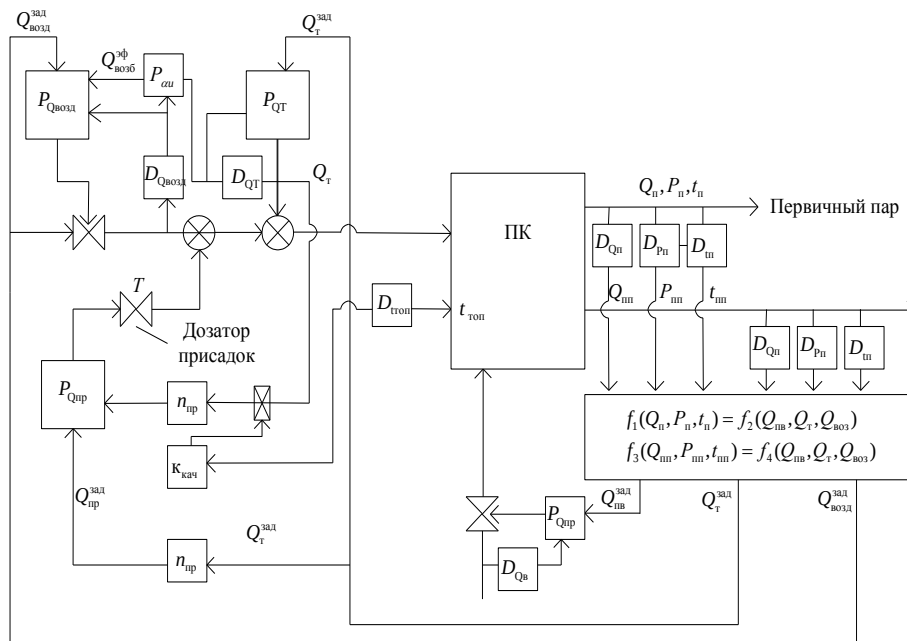


Рисунок 3 – Функциональная схема энергосберегающей САУ процессом сжигания топлива с использованием присадок-активаторов

В существующую АСУ, включающую регуляторы подачи питательной воды ($P_{ГПВ}$), топлива ($P_{ГТ}$) и воздуха ($P_{ГВОЗ}$) (два последних обеспечивают типовое регулирование соотношений «топливо-воздух» и коэффициента избытка воздуха ($\alpha_{и}$)) вводится система точного измерения реального текущего значения расхода угольной пыли ($D_{ГТ}$), которая существенно повышает эффективность существующего, типового регулятора соотношения «топливо-воздух». Кроме того, используется система подачи присадок-активаторов с регулируемым прецизионным дозатором. Дозатор управляется регулятором расхода присадок ($P_{пр}$), который получает задающее воздействие по их необходимому количеству $G_{пр}^{зад}$ и отрабатывает это воздействие, соответствующим образом регулируя режим работы дозатора. Необходимое количество присадок определяется по фактическому расходу угольной пыли $G_{т}$, который измеряется предложенным способом и норме присадок ($n_{пр}$) с учетом коррекции по качеству топлива. Коэффициент качества ($K_{кач}$) может быть косвенно определен по измеряемому значению температуры в топке $T_{топ}$ (чем выше качество топлива, тем, при прочих равных условиях, выше температура в топке). Таким образом, обеспечивается прецизионное регулирование расхода присадок-активаторов в соответствии с реальным количеством топлива, подаваемого в горелки, и обеспечиваются условия его эффективного сжигания.

Выводы

1. Предложен метод повышения точности регулирования подачи твердого топлива в топку котла тепловых электростанций.
2. Усовершенствована система автоматического регулирования подачи твердого топлива.
3. Разработана система автоматического регулирования подачи присадок, активизирующих процесс горения.

Литература

1. Звіт НДР за темою госпдоговору з ТОВ «НВП «АДІОЗ» (м. Київ) № 11–10: Обробка та аналіз результатів теплових балансових випробувань котла ТП-100 енергоблоку 200МВт Зміївської ТЕС. –Х.: УПА. –2012.
2. Пат. 84389 UA, F22B35/00 –№ у 201302082. Пристрій виміру витрати твердого палива теплових електростанцій / Канюк Г.І., Мезеря А.Ю., Лаптінова К.В. // Заявл. 19.02.13; Опубл. 25.10.2013. Бюл № 20, 2013 р.
3. Пат. 82811 UA, F22B35/00 –№ у 201302031 Пристрій автоматизованого дозування подачі присадок в топку котла теплових електростанцій / Канюк Г.І., Мезеря А.Ю., Лаптінова К.В. // Заявл. 19.02.13; Опубл. 12.08.13. Бюл № 15, 2013 р.

Bibliography (transliterated)

1. Zvit NDR za temoju gospdogovoru z TOV «NVP «ADIOZ» (m. Kiiv) № 11–10: Obrobka ta analiz rezul'tativ teplovih balansovih viprobuvan' kotla TP-100 energobloku 200MVt Zmiivs'koï TES. –H.: UPA. –2012.
2. Pat. 84389 UA, F22B35/00 –№ u 201302082. Pristrij vimiru vitrati tverdogo paliva teplovih elektrostancij / Kanjuk G.I., Mezerja A.Ju., Laptinova K.V. // Zajavl. 19.02.13; Opubl. 25.10.2013. Bjul № 20, 2013.
3. Pat. 82811 UA, F22B35/00 –№ u 201302031 Pristrij avtomatizovanogo dozuvannja podachi prisadok v topku kotla teplovih elektrostancij / Kanjuk G.I., Mezerja A.Ju., Laptinova K.V. // Zajavl. 19.02.13; Opubl. 12.08.13. Bjul № 15, 2013.

УДК: 681.523

Мезеря А.Ю.

ВДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ АВТОМАТИЧНОЇ ПОДАЧІ ТВЕРДОГО ПАЛИВА ТА АКТИВАТОРА ГОРІННЯ В ТОПКУ КОТЛА ТЕПЛОВИХ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЙ

У статті розглянуто питання підвищення точності регулювання подачі твердого палива в топку котла теплових електростанцій. Розроблено систему автоматичного регулювання подачі присадок, що активізують процес горіння.

Mezerya A. Yu.

IMPROVING A METHOD OF SUPPLYING SOLID FUEL AND ACTIVATOR OF BURNING IN BOILER FURNACE OF THERMAL POWER

The article examines the question of increasing the accuracy of feed control solid fuel to the boiler furnace of the thermal power station. Developed a system of automatic control of fide additives, which activate the process of burning.

УДК 697.244;697.328.

Никольский В.Е., Лободенко А.В.

ТЕРМИЧЕСКОЕ ОБЕЗВРЕЖИВАНИЕ ЖИДКИХ РАДИОАКТИВНЫХ ОТХОДОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ АППАРАТОВ ПОГРУЖНОГО ГОРЕНИЯ

Введение. Переработка жидких радиоактивных отходов (ЖРО) направлена на решение двух главных задач: очистки основной массы отходов от радионуклидов и концентрирования последних в минимальном объеме. Для этого используют три группы методов: термические, сорбционные, мембранные. Термические и сорбционные методы хорошо разработаны и широко применяются на практике: в настоящее время на их основе работают очистные сооружения, перерабатывающие отходы, которые образуются при эксплуатации ядерных реакторов различного назначения, установок регенерации ядерного топлива и других объектов, использующих радиоактивные вещества.

Термические методы, применяемые на практике, предполагают использование тепла для концентрирования отходов переводом основного компонента отходов – воды – в пар.

Основные термические методы – термическая дистилляция (упаривание) и сушка. Сушка обычно используется для подготовки (обезвреживания) концентратов радиоактивных отходов к отверждению. Термическая дистилляция различается характером парообразования (кипение в объеме или испарение с поверхности), видом теплоносителя (пар, горячие газы, электричество, органические продукты) и способом подвода теплоты (непосредственный контакт с теплоносителем или передача теплоты через стенку аппарата). В практике обезвреживания отходов наиболее широко применяют дистилляцию парообразованием при кипении с подводом теплоты водяным паром через стенку выпарного аппарата. Такая организация процесса обеспечивает теплопередачу при отсутствии контакта чистого теплоносителя с радиоактивным упариваемым раствором.

В отличие от других методов (сорбционных и мембранных) термическая дистилляция позволяет очистить конденсат от радионуклидов, находящихся в любой форме: ионной, молекулярной или коллоидной. Ограничивает очистку в этом случае только летучесть радионуклидов. Невысокая требовательность к качеству отходов, поступающих на термическую дистилляцию, (наличие колоидов, детергентов), позволяет исключить применение перед ней специальных осадительных операций. Это выгодно отличает термическую дистилляцию от сорбционных (динамических) и некоторых мембранных методов. И, наконец, возможность получения высоких коэффициентов очистки позволяет термической дистилляции, при необходимости, самостоятельно и полностью решить проблему очистки конденсата до сбросных норм или норм на оборотную воду.

Метод термической дистилляции (упаривания) ЖРО в объеме с помощью аппаратов погружного горения (АПГ) в промышленности не применяется. В настоящей работе приведены результаты опытных исследований по применению метода термической дистилляции ЖРО с помощью АПГ.

Опытные исследования применения метода термической дистилляции ЖРО с помощью АПГ. Для условий экспериментального ядерного реактора Института ядерных исследований АН Украины разработана, апробирована и введена в эксплуатацию установка термического обезвреживания ЖРО на основе АПГ (рис.1) [1–3].

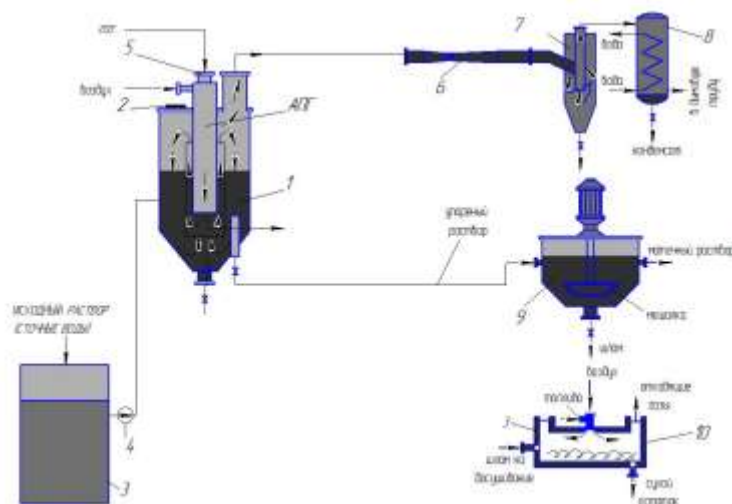


Рисунок 1 – Установка термического обезвреживания ЖРО на основе АПГ:

- 1–теплоизолированная огнеупорная камера; 2–взрывной клапан; 3 –емкость для сбора ЖРО;
4 – насосная установка; 5 – горелочный блок; 6 – газоход; 7 – циклон; 8 – конденсатор;
9 – отстойник; 10 – радиационная камера

Основная задача, решаемая в рамках обозначенной проблемы, заключалась в разработке энерготехнологической системы (ЭТС), которая обеспечивает: очистку отходов от радионуклидов, концентрирование последних до минимальных объемов, осушивание радиоактивных концентратов солей с целью дальнейшей переработки, исключающей выход радионуклидов в окружающую среду.

Применяемая в практике переработки солевых и трапных радиоактивных отходов на отечественных и зарубежных АЭС с водоводяными реакторными установками (РУ) типа ВВЭР, ВWR и PWR технологическая схема, включает: предварительную очистку отходов на механических фильтрах, термическую дистилляцию (упаривание) фильтрата с помощью водяного пара в щелочной или нейтральной среде на выпарных аппаратах различной конструкции с последующим сбросом солевого концентрата в баки временного хранения или отверждение концентрата (кубового остатка) традиционными методами гидратационного цементирования или битумирования [4].

Достоинства данной технологической схемы заключаются в увеличении ~ в 2 раза степени упаривания ЖРО с 300 до 650 г/л по солям без выпадения твердой фазы.

Приведенной схеме присущи следующие недостатки:

- ограниченная степень концентрирования ЖРО по солям (не более 650–800 г/л);
- возможность инкрустации (осаждение солей) греющих поверхностей при большем солесодержании концентрата (кубового остатка), что приводит к снижению производительности процесса и необходимости проведения периодических химических промывок выпарных аппаратов;
- при глубоком упаривании ЖРО возникают трудности последующего обращения с гетерогенным кубовым остатком, который при снижении температуры практически нетекуч, его нельзя длительно хранить во временных емкостях-хранилищах из-за выпадения осадков;
- коррозионная агрессивность азотнокислых солевых концентратов;
- низкая степень включения солей в цементную массу, которая составляет всего 5–6 % (солесодержание не выше 150 г/л), что требует многократного разбавления соле-

вого концентрата водой при проведенні його гидратационного отвердження цементом [4].

Задачей, на решение которой направлена разработка, было создание способа и подбор соответствующего оборудования, позволяющего повысить степень концентрирования ЖРО, предотвратить инкрустацию греющих поверхностей выпарных аппаратов и установок солевыми отложениями, упростить операции обращения (транспортировки, хранения и отверждения) с кубовым остатком, перевести солевой концентрат в пожаро-взрывобезопасное состояние и, как следствие, упростить всю технологическую схему переработки (обезвреживания) жидких радиоактивных отходов.

Для решения поставленной задачи было предложено термическую дистилляцию производить в АПГ до степени глубокого упаривания и осушивания в специально разработанной радиационной камере.

Разработанная ЭТС по термическому обезвреживанию ЖРО (рис. 1) представляет собой теплоизолированную огнеупорную камеру (1) в форме вертикально ориентированного цилиндра $\varnothing 1800$ мм из нержавеющей стали с расположенным в ней АПГ. Камера снабжена взрывным клапаном (2), смонтированным в верхней части её корпуса. Кроме того, ЭТС оборудована автономной (производительностью $1580 \text{ м}^3/\text{ч}$) воздушной, ёмкостью для сбора ЖРО (3), насосной установкой (4), блоком контрольно-измерительных приборов и автоматики. В центральной части по оси огневой камеры расположена плоскопламенная горелка ГППс-5 (расход топлива $160 \text{ м}^3/\text{ч}$, давление 12 кН/м^2) с системой подвода топлива и воздуха горения и запорно-регулируемой аппаратурой. Газовая обвязка и запорная аппаратура укомплектованы измерительными датчиками.

Система управления (шкафы КИП и А) предназначены для автоматической подачи ЖРО в огневую камеру, контроля радиоактивности, сигнализации и защиты оборудования.

Продукты сгорания из огневой камеры удаляются через газоход (6), циклон (7) производительностью $5600 \text{ м}^3/\text{ч}$, конденсатор (8), дымосос, производительностью $6800 \text{ м}^3/\text{ч}$, соединенный с дымовой трубой.

Кроме того, ЭТС снабжена отстойником (9) с мешалкой, электродвигателем и радиационной камерой (10) для досушивания упаренных в огневой камере ЖРО до состояния сухого остатка.

Весь комплекс оборудования, входящий в ЭТС, размещен в здании, отдельно вынесенном из зоны действия экспериментального реактора, с системой трубопроводов подачи ЖРО, подключенной к накопительной ёмкости ЖРО, с помещением для размещения оператора. Газовая обвязка смонтирована в соответствии со значениями давления на входе в горелочное устройство.

Установку работает следующим образом. Заполняют до установленной отметки огневую камеру ЖРО. Поджигают свечу горелочного устройства АПГ и добиваются устойчивого горения. В результате сжигания топлива образуются дымовые газы, содержащие N_2 , O_2 , C , а также молекулы вредных веществ, выброс в атмосферу которых недопустим.

Очистка дымовых газов происходит в циклоне с осаждением вредных веществ в бункер и далее – через конденсатор и дымосос очищенные дымовые газы направляются в дымовую трубу.

Разработанная ЭТС позволяет производить эффективное уничтожение ЖРО объемом $\sim 1000 \text{ л/ч}$.

При проведении пусконаладочных работ на ЭТС по термическому обезвреживанию ЖРО проведены технологические эксперименты эффективности работы устройства. Термическое обезвреживание проводили на растворе из ёмкостей кубового остатка следующего состава: H_3BO_3 20; Na 48; $\text{NH}_4\text{CH}_3\text{COO}$ 20; ЭДТК 9; $\text{C}_2\text{H}_2\text{O}_4$ 1,0; ОЭДФК 1,0; Si 2,0; Fe 0,2; Cr, Ni, Co, Mn по 0,05; NO_3 90; солесодержание 100-200 г/л; pH 8-9. Начальная концентрация солей в кубовом остатке составляла 150-200 г/л.

При проведении упаривания в АПГ конечные продукты оставались текучими при $\rho = 1,3-2,0 \text{ г/см}^3$ и солесодержании 1300-2000 г/л продукта, что практически ~ в 2 раза выше показателей упаривания устройств, применяемых на практике технологической переработки солевых ЖРО (650 г/л). При этом выпаривание кристаллов солей в огневой камере начинается при достижении солесодержания 800–1000 г/л.

Положительным является то, что предлагаемый способ переработки ЖРО позволяет стадию глубокого концентрирования производить практически без инкрустации солями поверхностей теплообмена, что обусловлено конструктивными особенностями камеры сгорания АПГ [3].

Осушивание упаренных ЖРО до степени сухого остатка проводили в радиационной камере, оборудованной плоскопламенной горелкой ГППс-2 с расходом топлива $20 \text{ м}^3/\text{ч}$ и давлением 12 кН/м^2 .

Продукты сгорания, покидающие радиационную камеру в соединении с технологическим паром, образованном при осушивании пульпы, направляли в циклон и далее через конденсатор, дымосос – в дымовую трубу.

Выводы. Разработанная ЭТС и способ термической переработки ЖРО на основе глубокого термического упаривания в АПГ в сравнении с действующими технологиями термического обезвреживания обладает существенными преимуществами и обеспечивает:

- практически в 2–3 раза (с 600 г/л до 1300–2000 г/л) повышение степени концентрирования радиоактивных отходов;
- предотвращает инкрустацию солевыми отложениями греющих поверхностей АПГ и установки в целом;
- упрощает операции обращения с кубовым остатком (не требуется его предварительной технологической и механической подготовки перед подачей на термическое обезвреживание в АПГ);
- позволяет получить конечный продукт в виде сухого остатка, который исключает замоноличивание (отверждение) радиоактивных концентратов солей в технологический продукт, предотвращающий выход радионуклидов в окружающую среду;
- получение конечного продукта в виде сухих солей радионуклидов, который может быть возвращен обратно в технологию, либо направлен на захоронение в специальных контейнерах.

Поскольку назначение установки по термическому обезвреживанию ЖРО – разработка технологии и оборудования для реализации указанного процесса, энергетическую эффективность вновь разработанной ЭТС не оценивали.

Литература

1. Пат. 101001 Україна, МКВ^{2015.01} F23D 14/44. Апарат зануреного горіння для випарювання рідини. / В.Є. Нікольський, В.М. Задорський, Г.Т. Циганков, Н.Б. Сиволоб; заявник та власник ДВНЗ "Український державний хіміко-технологічний університет". – № а201500132, заявл. 12.01.2015; опубл. 25.08.2015. – Бюл. № 16.

2. Пат. 101002 Україна. МКВ^{2015.01} F23D 14/44. Апарат зануреного горіння. / В.Є. Нікольський, В.М. Задорський, Н.Б. Сиволоб; заявник та власник ДВНЗ "Український державний хіміко-технологічний університет". – № а 201500133, заявл. 12.01.2015; опубл. 25.08.2015, – Бюл. № 16.

3. Нікольський, В.Є. Разработка и исследование цельнометаллической камеры сгорания для аппаратов погружного горения. / В.Є. Нікольський, А.В. Лободенко. // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2016 – № 1. – С. 59–65.

4. Никифоров, А.А. Обезвреживание жидких радиоактивных отходов. [Текст] / А.А. Никифоров, В.В. Куличенко, М.Н. Жихарев. – М.: Энергоатомиздат. – 1985. – 236 с.

Bibliography (transliterated)

1. Pat. 101001 Ukraine, MKV^{2015.01} F23D 14/44. Aparat zanurenogo gorinya dlya vuparyvanya ridunu. / V.Ye. Nikolsky, V.M. Zadorsky, G.T. Zugankov, N.B. Sivolob; zayuvnik ta vlasnik DVNZ UDHTU "Ukrainsky dergavny himiko-tehnologichny universitet". – № a201500132, zayavl. 12.01.2015; opubl. 25.08.2015. – bul. № 16.

2. Pat. 101002 Ukraine, MKV^{2015.01} F23D 14/44. Aparat zanurenogo gorinya. / V.Ye. Nikolsky, V.M. Zadorsky, N.B. Sivolob; zayuvnik ta vlasnik DVNZ UDHTU "Ukrainsky dergavny himiko-tehnologichny universitet". – № a 201500133, zayavl. 12.01.2015; opubl. 25.08.2015, – bul. № 16.

3. Nikolsky, V.Ye. Razrabotka i isledovanie zelnometalicheskoy kameru sgoraniya dlya aparatov pogrugnogo gorennya. / V.Ye. Nikolsky, A.V. Lobodenko. // Integrovany tehnologii ta energozberezenya. – 2016 – № 1. – P. 59–65.

4. Nikiforov, A.A. Obezvrezivanie zhidkih radioaktivnuh othodov. / A.A. Nikiforov, V.V. Kulichenko, M.N. Ziharev. – М.: Energoizdat. – 1985. – 236 p.

УДК 697.244;697.328.

Нікольський В.Є., Лободенко А.В.

ТЕРМІЧНЕ ЗНЕШКОДЖЕННЯ РІДКИХ РАДІОАКТИВНИХ ВІДХОДІВ З ВИКОРИСТАННЯМ АПАРАТІВ ЗАНУРЕНОГО ГОРІННЯ

У даній роботі наведені результати досліджень щодо застосування методів термічної дистиляції рідких радіоактивних відходів за допомогою АПГ. Показано переваги запропонованого способу в порівнянні з діючими технологіями знешкодження.

Nikolsky V.Ye., Lobodenko A.V.

THERMAL NEUTRALIZATION OF LIQUID RADIOACTIVE WASTE USING IMMERSED APPARATUS

The study presents the results of thermal distillation of liquid radioactive waste using immersed apparatus. As was shown the proposed method have an advantage over the existing neutralization technologies.

Чейлитко А.О.

ДОСЛІДЖЕННЯ МОЖЛИВОСТІ ЗМІНИ КОЕФІЦІЄНТУ ТЕПЛОПРОВІДНОСТІ МЕТАЛІВ ШЛЯХОМ ЗМІНИ РОЗМІРІВ ТА РОЗТАШУВАННЯ ПОР

Вступ. Вплив пористості на коефіцієнт теплопровідності матеріалу є незаперечним фактом. Однак досліджень цього впливу вкрай мало. А ті дослідження, що існують зазвичай враховують пористість лише як долю об'єму пор в загальному матеріалі. Хоча найбільший інтерес представляють дослідження розміру та способу розташування пор на теплопровідність матеріалу. У [1] показують, що топологія пори практично не впливає на теплопровідність матеріалу, але відсутні рекомендації можливості зміни теплопровідності пористих виробів. Також авторами не розглядається природа теплопровідності та її поділ на електронну та фононну.

В металевих виробах переважає електронна теплопровідність. Вироби з металевих пористих матеріалів використовуються в автомобільній промисловості, як конструктивні елементи; в аерокосмічній галузі, як титанові і алюмінієві сендвіч-панелі; в суднобудуванні, як корпус пасажирських суден; в медицині, як імпланти в організм людини. Такі вироби, в залежності від вимог споживача, повинні відповідати ряду параметрів: пористість, вага, теплопровідність, міцність, електропровідність, щільність, звукопоглинання і т.д. Розмір та розташування пор у матеріалі відіграє значну роль у формуванні теплофізичних властивостей [2, 3, 4].

У [5] пропонується спосіб створення пористого алюмінію й говориться про вплив розміру пор на його теплофізичні властивості, але не має чіткої залежності цих теплофізичних властивостей на теплопровідність матеріалу.

Постановка завдання. Для дослідження впливу розміру та розташування пор на електронну теплопровідність було проведено ряд експериментів. Було взято пластини з нержавіючої сталі, дюралюмінію та міді. У кожному матеріалі робилися отвори в шаховому та коридорному порядку таким чином, щоб загальна кількість отворів була однаковою. Пористість та вага пластин з різним розташуванням отворів теж була однаковою. Під час дослідів діаметри отворів, а отже й пористість, поступово збільшувались.

Число Лоренцо для металів з невеликою кількістю буде дорівнювати [6]

$$L = \frac{\lambda}{T \cdot \sigma},$$

де L – число Лоренца; λ – коефіцієнт теплопровідності; T – температура, при котрій з довідкових даних взято коефіцієнти теплопровідності та електропровідності; σ – коефіцієнт питомої електропровідності.

Знаючи марку металу в довідниках можна знайти всі необхідні величини для розрахунку числа Лоренцо за вище зазначеною формулою. Так як, число Лоренцо постійно для певного матеріалу, то знаючи його можна розрахувати теплопровідність пористого матеріалу через вище зазначену формулу.

Коефіцієнт питомої електропровідності дорівнює

$$\sigma = \frac{1}{\rho_v},$$

де ρ_v – питомий електричний опір, Ом·м.

Питомий електричний опір зразка дорівнює

$$\rho_v = \frac{U}{I} \cdot \frac{S}{l},$$

де U – різниця електричних потенціалів на кінцях зразка, В; I – сила струму, котрий протікає між кінцями зразка під дією різниці потенціалів, S – площа поперечного перетину зразка, м²; l – довжина зразка, м.

Для розрахунку по даним формулам коефіцієнта електронної теплопровідності пористих металів була створена експериментальна установка [3]. На даній установці було проведено серію дослідів по впливу розташування та розмірів пор на електрону теплопровідність пористих металевих виробів.

Досліди на зразках зі сталі AISI 304. Спочатку було проведено серію досліджень по впливу розташування та розмірів пор на електрону теплопровідність пористих виробів з нержавіючої сталі AISI 304. Параметри пластин: довжина 0,13 м; ширина 0,104 м; товщина 0,002 м. Зразки кріпилися за допомогою нержавіючих болтів по 8 штук з кожного боку. Заміри сталі без пор були виконані для перевірки відносної похибки установки. Так, питомий електричний опір нержавіючих сталі AISI 304 за довідниковими даними складає $7,2 \cdot 10^{-7}$ Ом·м. Отриманий під час дослідження питомий електричний опір склав $7,27 \cdot 10^{-7}$ Ом·м. Відносна похибка вимірів склала 0,97 %.

Температура зразка замірялась за допомогою цифрового мультиметру DT-838 та термопари типу ХК-0,1. Заміри виконувались в початковий та кінцевий момент часу, після чого середньо арифметична температура зразка заносилась в таблицю 1. Діаметр отворів складав від 3,2 до 15 мм.

Для виміру падіння напруги на потенціальних затискачах було використано прибор комбінований цифровий Щ4313. Заміри виконувались паралельно з замірами різниці потенціалів на зразку в 25 моментах часу. За отриманими даними побудовано графік залежності коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів розташованих в коридорному та шаховому порядках (рис. 1).

По результатам вимірів теплопровідність пластини нержавіючих сталі AISI 304 без отворів складає 14,8 Вт/(м·К). За довідковими даними теплопровідність нержавіючих сталі AISI 304 складає 16,2 Вт/(м·К). Похибка методу склала 8,64 %.

Аналіз залежностей коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів розташованих в коридорному та шаховому порядках для зразків з нержавіючої сталі AISI 304, показує загальне зменшення коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметру отворів. Різниця між коридорним та шаховим розташуванням пор не перевищує 0,44 %. В середньому по усім діаметрам різниця склала 0,15 %, що менше похибки дослідницької установки. Тому, місяця перетину кривих між собою пояснюються

похибкою дослідницької установки. Але загальний вид залежності коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметру отворів та його малої відмінності при різному розташуванні пор безперечно є важливим результатом проведеного експерименту.

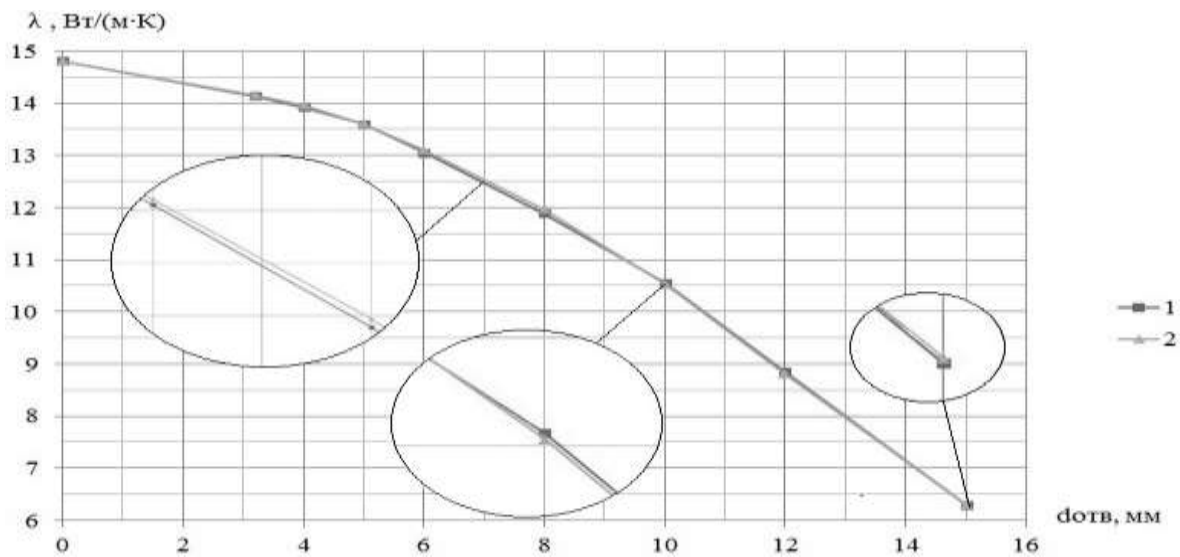


Рисунок 1 – Залежність коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів розташованих в коридорному (1) та шаховому (2) порядках

Залежність коефіцієнтів електронної теплопровідності від пористості є лінійною, як для шахового розташування пор так і для коридорного (рис. 2). Це свідчить про те, що на теплопровідність сталі довжина шляху проходження електронів практично не впливає. На електронну теплопровідність у сталі суттєво буде впливати тільки загальна пористість. Утворення «холодних містків» по матеріалу у коридорному порядку не відбувається.

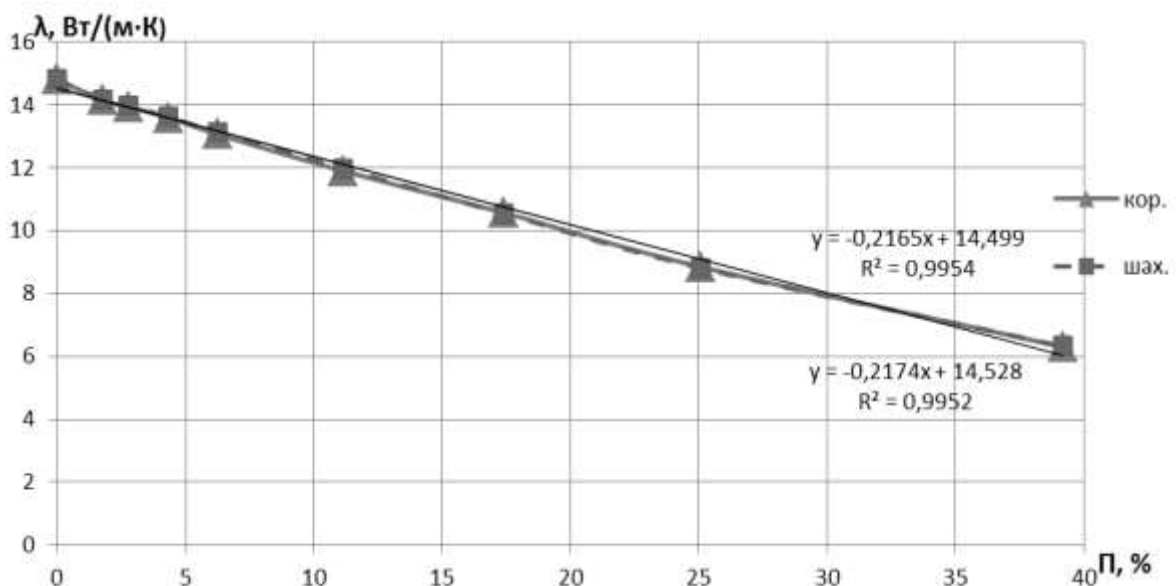


Рисунок 2 – Залежність коефіцієнта електронної теплопровідності від пористості для отворів розташованих у коридорному (кор) та шаховому (шах) порядках

Хоча розташування пор у сталі впливає менш ніж 1 %, це може бути пов'язано з великим значенням коефіцієнту теплопровідності сталі та великою похибкою метода електро-теплової аналогії 8,64 %. Необхідно дослідити залежність коефіцієнта електронної теплопровідності від розташування пор й на інших матеріалах, але з більшою точністю. Для цього було розроблено нову дослідницьку установку.

Нова дослідницька установка. У першій дослідницькій установці було ряд технічних недоліків, такі як: під час роботи установки більш ніж 20 хвилин відбувався перегрів селенових випрямлячів струму; спостерігалися суттєві стрибки напруги; відсутність затискачів істотно впливає на збільшення часу дослідження. Так було розроблено нову експериментальну установку. Схему даної установки представлено на рисунку 3.

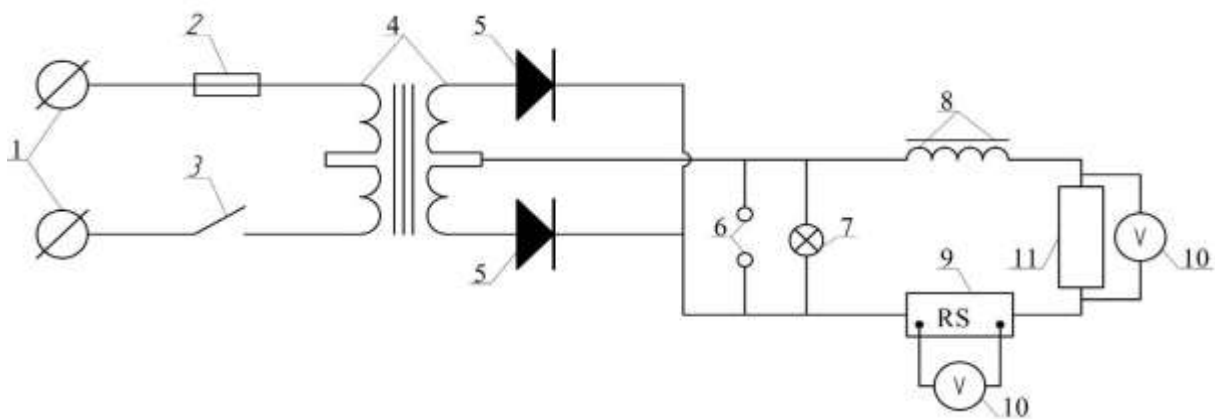


Рисунок 3 – Нова експериментальна установка для вимірювання опору металевих виробів з вирівнювачем стрибків напруги:

- 1 – джерело змінного струму; 2 – запобіжник на 5 А; 3 – вимикач; 4 – трансформатор; 5 – діод;
6 – виходи для вимірювального приладу; 7 – ламповий індикатор; 8 – електричний дросель;
9 – вимірювальний шунт; 10 – вольтметр; 11 – експериментальний зразок

Запобіжник було використано для того, щоб уникнути пошкоджень установки під час різкого стрибка струму в мережі. Вимикач вмонтовано для зручного вмикання та вимикання установки. Діодний напіvmіст, котрий складається з двох діодів та двох радіаторів, дозволяє отримати постійний струм та може працювати з силою струму до 200 А. Ламповий індикатор дозволяє легко перевірити наявність обривів або несправностей в електричному ланцюзі. Вимірювальний шунт використовується за для можливості виміру сили струму, котрий перевищує межу вимірювальних приладів. Падіння напруги на потенціальних затискачах 200 мВ та номінальний струм 200 А. Однією з суттєвих змін нової експериментальної установки є наявність електричного дроселя. Дросель дозволяє згладити стрибки напруги. Для перевірки ефективності роботи дроселя було використано осцилограф С1-65. Згідно показникам осцилографа видно, що при відсутності дроселя перепад складає 0,3 В у той час як при його наявності перепад склав 0,02 В. Виходячи з чого можна сказати, що електричний дросель є високоефективним у даній схемі, адже він дозволяє зменшити перепад напруги у 15 разів.

Досліди на зразках з міді та дюралюмінію. На новій експериментальній установці було проведено дослідження аналогічні дослідженням на першій установці на мідних та дюралюмінієвих пластинах. Отвори пластин виконувались в коридорному та шаховому порядку. Марка використаної міді – М2. Марка використаного дюралюмінію – Д16. Параметри пластин з дюралюмінію: довжина 0,156 м; ширина 0,138 м; товщина 0,000165 м. Параметри пластин з міді: довжина 0,156 м; ширина 0,139 м; товщина 0,000125 м. Діаметр отворів склав від 4 до 20 мм. Додатково було проведено серію експериментів з діелектриками всередині отворів, для розрахунку впливу зміни магнітного поля.

Перш ніж розпочати дослідження мідних та дюралевих пластин було повторно проведено експеримент з нержавіючими пластинами. Отриманий під час дослідження питомий електричний опір склав $7,23 \cdot 10^{-7}$ Ом·м. Відносна похибка експериментальної установки склала 0,42 %. Похибка нової дослідницької установки відрізняється від попередньої на 0,55 %. Але при збільшенні отворів різниця між новою експериментальною установкою та старою досягла 6,73 % (при діаметрі отворів 15 мм).

На відміну від усіх попередніх дослідів, для зразків з міді та дюралюмінію було проведено додаткове дослідження впливу зміни електромагнітного поля на коефіцієнт електронної теплопровідності. Як електричний ізолятор було використано папір.

За отриманими даними було побудовано залежності коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів (рис. 4,5). Ці залежності дозволяють побачити вплив діелектричної ізоляції в отворах, та загальну зміну коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметру отворів. Коефіцієнт теплопровідності матеріалу без ізоляції більше ніж з ізоляцією. Магнітні поля, що виникають в матеріалі з отворами збільшують довжину вільного пробігу електронів.

Як можна побачити з рис. 6 діелектрична ізоляція в отворах найбільш впливає на результат при малих діаметрах отворів. Так для коридорного розташування отворів при їх діаметру 4 мм. для дюралюмінію коефіцієнт електронної теплопровідності без ізоляції більше ніж з ізоляцією на 1,82 %. Для діаметрів отворів 20 мм. коефіцієнт електронної теплопровідності без ізоляції більше ніж з ізоляцією в отворах на 1,42 %

Як можна побачити з рис. 5 коефіцієнт електронної теплопровідності для міді теж з ізоляцією більше ніж без ізоляції, й діелектрична ізоляція має більший вплив при малих діаметрах отворів.

Електромагнітне поле в отворах виникає і найбільшим чином впливає на теплопровідність при мінімальних діаметрах від 4 до 6 мм. Це можна пояснити тим, що при невеликих відстанях електрон може перестрибувати пору під дією електромагнітного поля. Значить, для зменшення теплопровідності пористих металів з невеликим розміром пор (до 6 мм) необхідна діелектрична ізоляція по внутрішній поверхні пор.

Висновки. Залежність коефіцієнтів електронної теплопровідності від пористості є лінійною, як для шахового розташування пор так і для коридорного. Це свідчить про те, що на теплопровідність сталі довжина шляху проходження електронів практично не впливає. На електронну теплопровідність у сталі суттєво буде впливати тільки загальна пористість. Утворення «холодних містків» по матеріалу у коридорному порядку не відбувається.

Електромагнітне поле в отворах виникає і найбільшим чином впливає на теплопровідність при мінімальних діаметрах від 4 до 6 мм. Це можна пояснити тим, що при

невеликих відстанях електрон може перестрибувати пору під дією електромагнітного поля. Значить, для зменшення теплопровідності пористих металів з невеликим розміром пор (до 6 мм) необхідна діелектрична ізоляція по внутрішній поверхні пор.

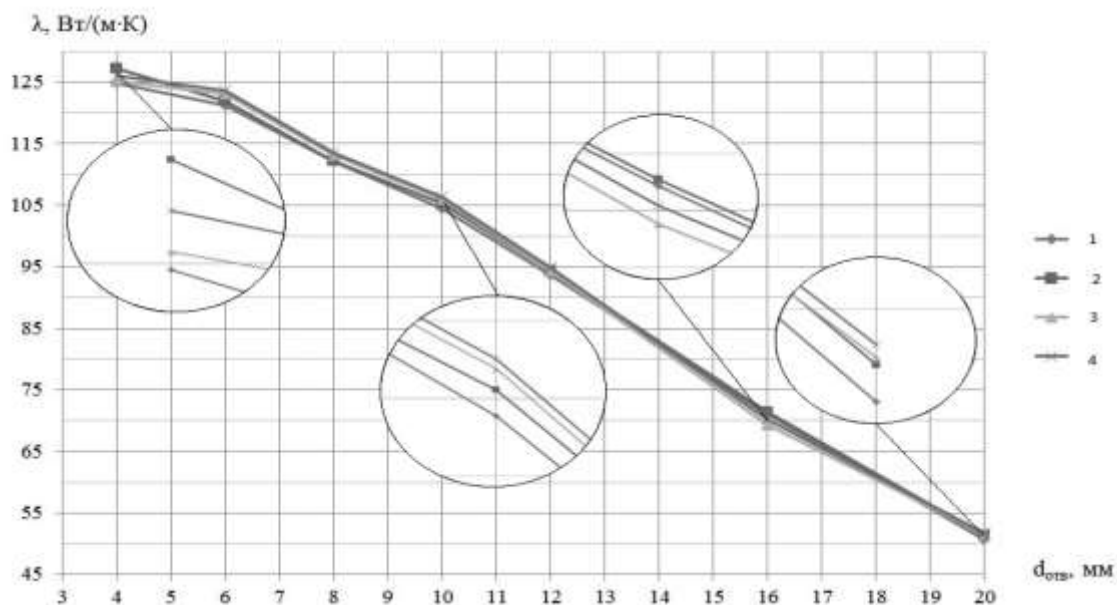


Рисунок 4 – Залежність коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів в дослідних зразках з дюралюмінію:

1 – коридорне розташування отворів, з ізоляцією; 2 – коридорне розташування отворів, без ізоляції; 3 – шахове розташування отворів, з ізоляцією; 4 – шахове розташування отворів, без ізоляції

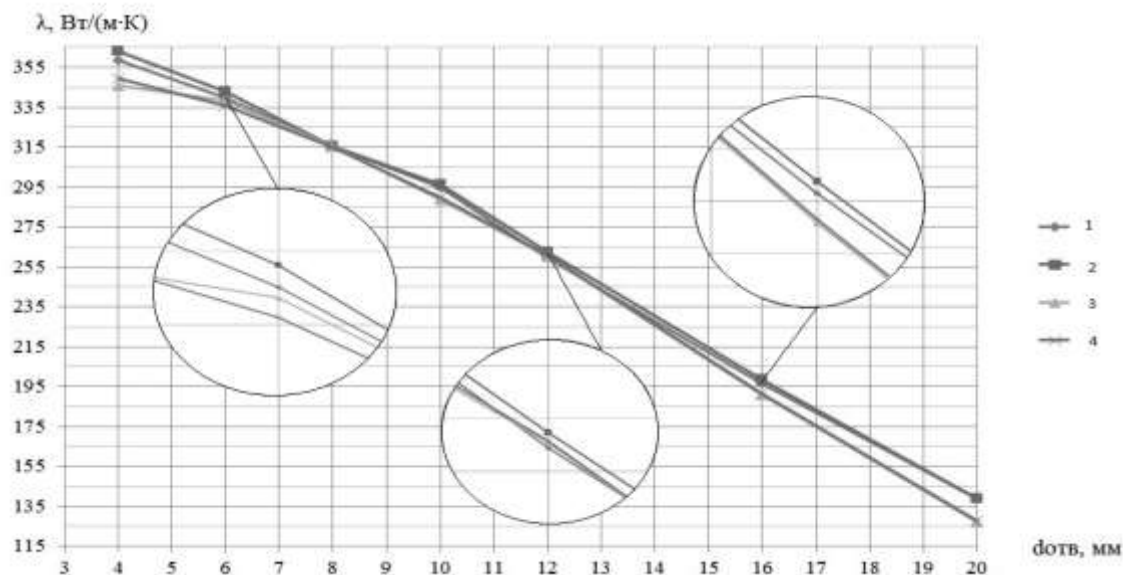


Рисунок 5 – Залежність коефіцієнта електронної теплопровідності від діаметра отворів в дослідних зразках з міді:

1 – коридорне розташування отворів, з ізоляцією; 2 – коридорне розташування отворів, без ізоляції; 3 – шахове розташування отворів, з ізоляцією; 4 – шахове розташування отворів, без ізоляції

Література

1. Fiedler T. Calculations of the Thermal Conductivity of Porous Materials / T. Fiedler, E. Pesetskaya, A. Öchsner, J. Grácio // Division of Mechanical Engineering, Univesity of Aveiro, Aveiro, Aveiro, Portugal: Materials Science Forum, 2006. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.514–516.754
2. Freire–Gormaly, M. The Pore Structure of Indiana Limestone and Pink Dolomite for the Modeling of Carbon Dioxide in Geologic Carbonate Rock Formations [Electronic resource] / Department of Mechanical and Industrial Engineering. – University of Toronto, 2013. – Available at: https://tspace.library.utoronto.ca/bitstream/1807/42840/1/Freire–Gormaly_Marina_201311_MASc_thesis.pdfhttps://tspace.library.utoronto.ca/bitstream/1807/42840/1/Freire–Gormaly_Marina_201311_MASc_thesis.pdf
3. Павленко, А.М. Влияние расположения пор на электронную теплопроводность пористого металлического материала / А.М. Павленко, А.А. Чейлытко, А.В. Кошляк, М.А. Носов // Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика : збірник наукових праць. – Дніпропетровськ : Нова ідеологія. – 2015. – № 7 – С. 142–149.
4. Чейлытко А.А. Исследование влияния пор на теплопроводность материалов [Текст] / Чейлытко А.А. // Технологический аудит и резервы производства. – 2013. – № 10. – С.14–17.].
5. Nakajima H. Fabrication of porous aluminium with directional pores through thermal decomposition method [Electronic resource] / H. Nakajima, S. Y. Kim, J. S. Park // Journal of Physics: Conference Series 165, 2009, doi:10.1088/1742-6596/165/1/012063, Available at: <http://iopscience.iop.org/issue/1742–6596/165/1>
6. Ашкрофт, Н. Физика твердого тела. Т.1 [Текст] / Н. Ашкрофт, Н. Мермин. – М. : Мир, 1979. – 392 с.

Bibliography (transliterated)

1. Fiedler T., Pesetskaya E., Öchsner A., Grácio J., (2006). Calculations of the Thermal Conductivity of Porous Materials. Division of Mechanical Engineering,: Materials Science Forum. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.514-516.754
2. Freire–Gormaly, M. (2013). The Pore Structure of Indiana Limestone and Pink Dolomite for the Modeling of Carbon Dioxide in Geologic Carbonate Rock Formations. Department of Mechanical and Industrial Engineering. – University of Toronto, 85.
3. Pavlenko A.M, Cheylitko A.A., Koshlak A.V., Nosov M.A. (2015). Vliyaniye raspolozheniya por na elektronnyuyu teploprovodnost' poristogo metallichesкого materiala. Technical thermal physics and industrial power system: collection of scientific works , № 7 p. 142–149.
4. Cheylitko, A.A. (2013). Issledovaniye vliyaniya por na teploprovodnost' materialov. Technology audit and production reserves №10, 14–17.
5. Nakajima H., Kim S.Y., Park J.S., (2009). Fabrication of porous aluminium with directional pores through thermal decomposition method. Journal of Physics: Conference Series 165, doi:10.1088/1742-6596/165/1/012063, Available at: <http://iopscience.iop.org/issue/1742-6596/165/1>
6. Ashcroft, N. Mermin, N. (1979). Fizika tverdogo tela. Moscow: Mir, 392.

УДК 536.2.022

Чейлитко А.О.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИЗМЕНЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА
ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МЕТАЛЛОВ ПУТЕМ ИЗМЕНЕНИЯ РАЗМЕРА
И РАСПОЛОЖЕНИЯ ПОР**

В статье рассматривается влияние пор на электронную теплопроводность металлических изделий, описываются проведенные эксперименты по нахождению коэффициента теплопроводности различных перфорированных металлических пластин. Экспериментально доказано, что шахматная или коридорная перфорация не влияет на итоговый коэффициент теплопроводности, что означает отсутствия влияния расположения пор на теплопроводность металлов. Основное влияние на теплопроводность в металлах оказывает общая пористость.

В порах с диаметром менее 6 мм на теплопроводность металлов оказывает влияние собственное электромагнитное поле. Для уменьшения коэффициента теплопроводности пористых металлических изделий рекомендуется применять диэлектрическую изоляцию по внутренней поверхности поры.

Cheilytko A.

**FEASIBILITY STUDY OF THE THERMAL CONDUCTIVITY OF METALS
CHANGE BY CHANGING THE SIZE AND LOCATION OF PORES**

The article then examines the impact on the electronic thermal conductivity of metal-crystalline products, describes experiments on the determination of coefficient thermal conductivity of various perforated metal plates. Former experimentally proved that chess or perforation of the corridor does not affect the influence coefficient of thermal conductivity, which means lack of long position of influence on the thermal conductivity of metals. The main influence on the thermal conductivity has a total porosity in metals.

The pore diameter of less than 6 mm having thermal conductivity of metals, the influence of its own magnetic field. To reduce the coefficient of thermal conductivity of porous metal-product is recommended to use dielectric insulation on the inner surface of the pores.

УДК 678.5

Рассоха А.Н., Черкашина А.Н.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ НА ПОВЕРХНОСТИ МОДИФИЦИРОВАННОГО КАТИОННЫМИ КАТАЛИЗАТОРАМИ НАПОЛНИТЕЛЯ ФУРАНО-ЭПОКСИДНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

1. Введение

При формировании полимерных композиционных материалов, обладающих сложной гетерогенной структурой [1], решающее значение имеют физические, физико-химические и химические процессы на границе раздела фаз "полимерная матрица – наполнитель (нульмерный, одно-, двумерный)" [2]. Особый интерес представляют функционально модифицированные дисперсные наполнители, содержащие на поверхности неорганические катализаторы структурирования реакционноспособных олигомеров [3]. Поэтому данное направление экспериментальных исследований является актуальным и перспективным в полимерном материаловедении при получении композитов для различных отраслей науки, техники и промышленности.

2. Анализ литературных данных и постановка проблемы

Модификация поверхности наполнителей (например, нульмерных – дисперсных) с целью придания им специфических свойств (регулирования прочности адгезионного контакта на границе раздела фаз в результате нанесения на нее функциональных агентов – неорганических катализаторов структурирования – солей металлов) может осуществляться в результате: механического воздействия.

Механоактивация поверхности дисперсных наполнителей заключается в переходе ее в состояние повышенной способности к химическим реакциям структурирования как в межфазном слое, так и в объеме полимерной матрицы в ходе последующих технологических операций формования композитов. Это достигается, как правило, в результате измельчения (помола) в специальных энергонапряженных агрегатах – мельницах, работающих по принципам раздавливания, истирания (шаровые мельницы), раскалывания (дезинтеграторы), а также их комбинации. Механическая активация поверхности дисперсного наполнителя позволяет целенаправленно регулировать его энергетические (энергетический потенциал, энтальпию и др.) и химические (изменение кинетического фактора, снижение энергетического барьера, повышение каталитической активности, облегчение реакций дегидроксилирования, возможность коренного изменения характера последующих химических реакций и т. д.) свойства.

Наличие влаги в реакционноспособном мономере и на поверхности модифицированного неорганическими соединениями дисперсного наполнителя, как правило, сопровождается комплексом последовательно–параллельных процессов, проходящих в межфазном слое полимерного композита: например, гидролиз солей и "выпадение в осадок" на поверхности частиц наполнителя растворенных в воде неорганических модификаторов.

Гидролиз солей – это процесс обменного разложения воды и растворенной в ней соли (модификатора) – электролита, приводящий к образованию малодиссоциирующе-

го вещества. Гидролиз является частным случаем сольволиза – обменного разложения растворенного вещества и растворителя [4].

Гидролиз солей можно представить, как поляризующее взаимодействие ионов и их гидратных оболочек. Катионы связываются в растворе с гидратирующими молекулами воды донорно-акцепторной связью; донором является атом кислорода молекулы воды, имеющей две неподеленные электронные пары; акцептором – катионы, имеющие свободные орбитали. Гидролиз солей (модификаторов) протекает, тем полнее, чем сильнее поляризующее действие ионов.

В результате гидролиза соли слабого основания и сильной кислоты раствор приобретает кислую реакцию ($pH < 7$). Реакция гидролиза обратима и подчиняется принципу Ле Шателье–Брауна.

Чем слабее основание, тем сильнее гидролиз соли этого основания.

Анализ явлений на границе раздела фаз в полимерном композите, обратных процессу гидролиза модификаторов сопряжен с расчетом ионной силы водного раствора модификатора [5].

Ионной силой раствора I (моль/дм³) принято считать полусумму концентраций всех ионов на квадрат их заряда:

$$I = 0,5 \sum C_i Z_i^2,$$

где C_i – концентрация ионов в растворе, моль/дм³; Z_i – заряд ионов.

Правило ионной силы позволяет рассчитать коэффициенты активности f_i отдельных ионов в разбавленных растворах.

Коэффициент активности ионов f_i учитывает все виды взаимодействия ионов в растворе, которые приводят к отклонению от свойств идеального раствора и может быть оценен по соотношению:

$$\lg f_i = -0,5 Z_i^2 \sqrt{I} \text{ при } I \leq 0,01 \text{ моль/дм}^3.$$

Активность иона a_i (моль/дм³) связана с его молекулярной концентрацией в растворе C_{pi} соотношением:

$$a_i = f_i C_{pi}.$$

При создании полимерных композиционных материалов рекомендуется использовать принципы "Green Chemistry", сформулированные Р.Т. Anastas и J.C. Warner [6].

При этом целесообразно использовать фурановые и эпоксидные реакционноспособные олигомеры, получаемые из возобновляемых источников сырья [7,8].

В научной литературе в настоящее время нет системных экспериментальных и расчетно-теоретических исследований процессов, проходящих в межфазном слое полимерных композитов, в том числе фурано-эпоксидных, содержащих модифицированный неорганическими катализаторами катионного типа дисперсный наполнитель.

3. Цели и задачи исследования

Представляло интерес исследовать процессы, связанные с гидролизом неорганических модификаторов–солей на поверхности дисперсного наполнителя полимерного

композита и оценить вероятность при определенных условиях формирования композиционных материалов "выпадение в осадок" растворенной части модификатора.

Для достижения поставленной цели решались следующие задачи:

- определить среднее содержание влаги на поверхности наполнителя в композите с учетом различных факторов;
- исследовать влияние внутренних и внешних факторов и определить основные параметры процесса гидролиза выбранных неорганических модификаторов каталитического действия;
- изучить характер процессов перехода в нерастворимую форму модификаторов в межфазном слое полимерного композита, а также растворимость некоторых исследованных модификаторов–катализаторов реакционноспособных систем катионного типа.

4. Материалы и методы исследований

В качестве связующего выбраны фурано-эпоксидные реакционноспособные олигомеры на основе ФАЭД-20 (20), представляющие собой продукт термомеханического совмещения фурфуролацетонowego мономера марки ФАМ и эпоксидианового олигомера марки ЭД-20 в массовом соотношении 80 : 20. Наполнителем служил – кварцевый песок (мука) различного фракционного состава. Структурирование олигомера проводили по режиму: 20 °С

– 24 час, 80 °С – 5 час. Скорость охлаждения образцов составляла в среднем 1–2 °С/мин. Поверхность наполнителя обрабатывали путем совместного помола в шаровой мельнице кварцевого песка и неорганического модификатора.

В качестве модификаторов выбраны хлориды некоторых металлов (алюминия, кобальта, железа и др.), являющиеся катализаторами структурирования катионного типа фурфурилиденацетонов.

Получение и исследование рассматриваемых гетерогенных систем в рамках поставленных задач осуществлялось по известным лабораторным и расчетно-теоретическим методикам [9,10].

5. Результаты исследований и их обсуждение

Воду, содержащуюся в поверхностных и приповерхностных слоях исследованного дисперсного наполнителя – кварцевого песка можно разделить на два типа: поверхностную влагу, относительно легко удаляемую при нагревании в течение 2 ч при 105 °С (экспериментально определяемую) и «конституционную» влагу, входящую в структуру дисперсной системы и при удалении которой (при температуре выше 300 °С) происходят структурные изменения кварцевого песка. Как правило, ее содержание примерно равно концентрации поверхностной влаги. В результате проведенных исследований установлено, что поверхностная влага кварцевого песка составляет 0,15 % масс.; "конституционная влага" – $\approx 0,15$ % масс., а суммарное содержание влаги в дисперсной фазе композита равно $\approx 0,30$ % масс. в перерасчете на массу дисперсного наполнителя. Кроме этого, в фурановом ингредиенте реакционной системы содержится до 1 % масс. технологической влаги. Вода выделяется также в процессе реакций конденсации реакционноспособного олигомера. Значительная ее часть (более 80 % масс.) локализуется в межфазном слое композита или областях, прилегающих к нему (т.е. практически на поверхности кварцевого песка).

Все это способствует прохождению различных процессов (гидролиз модификаторов, переход их в нерастворимую фазу и др.) в межфазном слое исследованного композита с учетом комплекса факторов, влияющих на эти процессы.

В соответствии с правилом Фаянса поляризирующая способность катиона (в группе исследованных $Mg^{2+}; Co^{2+}; Ni^{2+}; Cu^{2+}; Zn^{2+}; Al^{3+}; Fe^{3+}; Bi^{3+}$), количественно характеризуемая ионным потенциалом катиона Φ (нм), тем выше, чем больше его заряд Z^+ и меньше радиус r (нм), что приводит к более значительному смещению заряда в гидратных оболочках, окружающих катион.

Ионный потенциал катиона можно оценить по формуле:

$$\Phi = \frac{Z^+}{r}.$$

Поляризирующее действие катионов из группы исследованных модификаторов на гидратные оболочки также зависит от структуры и строения внешней электронной оболочки ионов. Наибольшим поляризирующим действием обладают катионы, имеющие во внешнем слое 18 или 18+2 электронов, далее следуют катионы с не полностью заполненным d -подуровнем.

Влияние структуры внешней электронной оболочки (количества электронов $\bar{e}$) катионов исследованных неорганических модификаторов-катализаторов на поляризирующее действие элементов системы имеет вид (табл. 1):

$$8 \cdot \bar{e} \langle (8 + d_{1-9}) \cdot \bar{e} \leq 18 \cdot \bar{e} \equiv (18 + 2) \cdot \bar{e}$$

или

$$(n-1) \cdot s^2 \cdot (n-1) \cdot p^6 \langle (n-1) \cdot s^2 \cdot (n-1) \cdot p^6 (n-1) \cdot d^{1-9} \leq (n-1) \cdot s^2 \cdot (n-1) \cdot p^6 \cdot (n-1) \cdot d^{10} \equiv \\ \equiv (n-1) \cdot s^2 \cdot (n-1) \cdot p^6 \cdot (n-1) \cdot d^{10} \cdot n \cdot s^2$$

Таблица 1 – Структура внешней электронной оболочки исследованных ионов

Количество электронов $\bar{e}$	Тип исследованных катионов в модификаторах
8	$Al^{3+}; Mg^{2+}$
$8+d_{1-9}$	$Fe^{3+}; Co^{2+}; Cu^{2+}, Ni^{2+}$
18	Zn^{2+}
18+2	Bi^{3+}

Поляризирующее действие анионов (в данном случае Cl^-) невелико, так как они имеют малый заряд ($Z^- = -1$). Это также объясняется большими размерами анионов по сравнению с катионами: ионный радиус иона хлора Cl^- составляет $r = 0,181$ нм.

Поляризирующее действие ионов на гидратные оболочки коррелируется также с электроотрицательностью элементов по Полингу (ΔO), которая характеризует способность атома элемента притягивать к себе электроны (увеличивать вокруг себя электронную плотность) и определяется как сумма энергии ионизации и сродства к электрону.

Величина поляризирующего действия иона (табл. 2) также определяется напряженностью электрического поля $E_{ион}$ (В/м), создаваемого этим ионом. Условно приняв заряд катиона ($n \cdot g$) точечным, можно оценить напряженность электрического поля

$E_{\text{ион}}$ на расстоянии (R) 0,2 и 0,5 нм от двух или трехвалентного ($n = 1; 2$) иона из группы исследованных модификаторов по формуле:

$$E_{\text{ион}} = \frac{n \cdot g}{4 \cdot \pi \cdot \varepsilon_o \cdot \varepsilon \cdot R^2},$$

где g – элементарный заряд, Кл ($g = 1,602 \cdot 10^{-19}$ Кл); ε_o – универсальная диэлектрическая проницаемость, Кл²/Дж·м ($\varepsilon_o = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Кл²/Дж·м); ε – диэлектрическая проницаемость среды (примем значение для вакуума $\varepsilon = 1$).

В качестве примера оценим напряженность электрического поля $E_{\text{ион}}$ иона двухвалентного ($n = 2$) кобальта Co^{2+} на расстоянии $R = 0,2$ нм.

$$E_{\text{ион}} = \frac{n \cdot g}{4 \cdot \pi \cdot \varepsilon_o \cdot \varepsilon \cdot R^2} = \frac{2 \cdot 1,602 \cdot 10^{-19}}{4 \cdot 3,14 \cdot 8,85 \cdot 10^{-12} \cdot 1 \cdot (0,2 \cdot 10^{-9})^2} = 7,206075 \cdot 10^{10} \text{ В/м.}$$

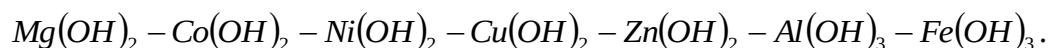
Таблица 2 – Поляризирующая способность ионов исследованных систем

Ион	Z^+	r_i , нм	Φ , нм	$E_{\text{ион}}$ (В/м) при R (нм)		$\frac{r_i}{r_{\text{Cl}^-}}$	ΞO
				0,2	0,5		
Mg^{2+}	+2	0,074	27,03	$7,206075 \cdot 10^{10}$	$1,152972 \cdot 10^{10}$	0,409	1,31
Co^{2+}	+2	0,078	25,64	$7,206075 \cdot 10^{10}$	$1,152972 \cdot 10^{10}$	0,431	1,8
Ni^{2+}	+2	0,074	27,03	$7,206075 \cdot 10^{10}$	$1,152972 \cdot 10^{10}$	0,409	1,8
Cu^{2+}	+2	0,080	25,00	$7,206075 \cdot 10^{10}$	$1,152972 \cdot 10^{10}$	0,442	1,9
Zn^{2+}	+2	0,083	24,10	$7,206075 \cdot 10^{10}$	$1,152972 \cdot 10^{10}$	0,459	1,6
Al^{3+}	+3	0,057	52,63	$10,809125 \cdot 10^{10}$	$15,305732 \cdot 10^{10}$	0,315	1,61
Fe^{3+}	+3	0,067	44,78	$10,809125 \cdot 10^{10}$	$15,305732 \cdot 10^{10}$	0,370	1,8
Bi^{3+}	+3	0,120	25,00	$10,809125 \cdot 10^{10}$	$15,305732 \cdot 10^{10}$	0,663	1,9

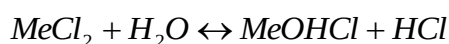
Повышение температуры (в данных исследованиях – до 60 °С) способствует повышению степени поляризирующего влияния катиона. Чем сильнее это влияние, тем полнее протекает процесс гидролиза солей (модификаторов).

В зависимости от заряда катиона (+2 или +3) в результате гидролиза может получиться или основная соль (в ионной форме – гидроксилкатион), или нерастворимое основание – $\text{Me}(\text{OH})_2$; $\text{Me}(\text{OH})_3$.

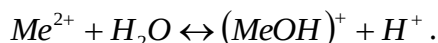
В порядке убывания константы диссоциации (табл. 3) слабого основания исследованные модификаторы (соли) располагаются в ряду:



Первая стадия гидролиза:
– в молекулярной форме

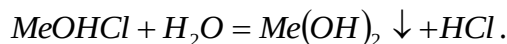


– в краткой ионно-молекулярной форме

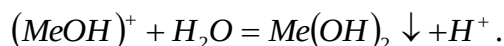


Вторая ступень гидролиза:

– в молекулярной форме

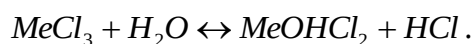


– в краткой ионно-молекулярной форме

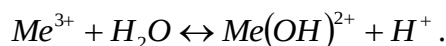


Первая стадия гидролиза:

– в молекулярной форме

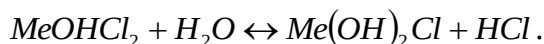


– в краткой ионно-молекулярной форме

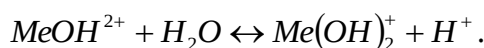


Вторая ступень гидролиза:

– в молекулярной форме

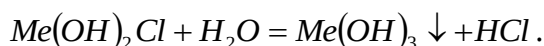


– в краткой ионно-молекулярной форме

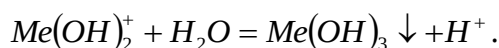


Третья ступень гидролиза:

– в молекулярной форме

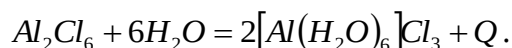


– в краткой ионно-молекулярной форме



Гидролиз хлорида алюминия имеет ряд отличительных особенностей.

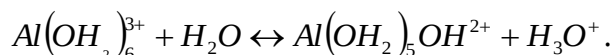
Хлорид алюминия $AlCl_3$ – легколетучее соединение, возгоняющееся уже при 180 °С, бурно реагирует с водой (процесс экзотермический: + Q), поскольку заменяется окружение атомов алюминия.



В парах и органических растворителях (в том числе и в жидком фурано-эпоксидном реакционноспособном олигомере) хлорид алюминия существует в виде димера Al_2Cl_6 с мостиковыми галогенами.

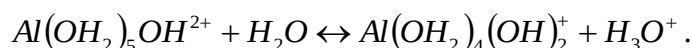
Ступенчатый гидролиз димера хлорида алюминия Al_2Cl_6 можно представить в виде следующий схемы с участием иона гидроксония [11].

Первая ступень:



Ион гидроксония

Вторая ступень:



Третья ступень:

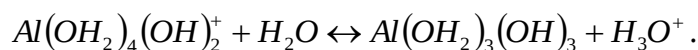


Таблица 3 – Константы диссоциации гидроксидов исследованных систем

Вещество	Константа диссоциации $K_{дис}$ при 25 °C		
	I ступень, $K_{дис1}$	II ступень, $K_{дис2}$	III ступень, $K_{дис3}$
Гидроксид магния $Mg(OH)_2$	*	$2,5 \cdot 10^{-3}$	—
Гидроксид кобальта $Co(OH)_2$	*	$4,0 \cdot 10^{-5}$	—
Гидроксид никеля $Ni(OH)_2$	*	$2,5 \cdot 10^{-5}$	—
Гидроксид меди $Cu(OH)_2$	*	$3,4 \cdot 10^{-7}$	—
Гидроксид цинка $Zn(OH)_2$	$1,3 \cdot 10^{-5}$	$4,9 \cdot 10^{-9}$	—
Гидроксид алюминия $Al(OH)_3$	$8,3 \cdot 10^{-9}$	$2,1 \cdot 10^{-9}$	$1,0 \cdot 10^{-9}$
Гидроксид железа трехвалентного $Fe(OH)_3$	$4,8 \cdot 10^{-11}$	$1,8 \cdot 10^{-11}$	$1,5 \cdot 10^{-12}$

Примечание: * – нет экспериментальных данных.

В процессе формирования фурано-эпоксидных реакционноспособных композитов, содержащих модифицированный исследованными хлоридами металлов – катализаторами структурирования, дисперсный наполнитель имеет место переход на поверхности кварцевого песка растворенной фазы модификатора в нерастворимую.

В качестве примера приведена оценка ионной силы, коэффициентов активности и активности ионов продукта гидролиза хлорида алюминия – гидроксида алюминия $Al(OH)_3$.

Для оценки используем концентрацию ионов в растворе $C_i = 0,0001$ моль/дм³, являющейся верхней границей реально существующих концентраций ионов исследованных модифицирующих систем.

Оценим ионную силу раствора с учетом всех видов ионов:

$$I = 0,5 \sum C_i Z_i^2 = 0,5 (C_{Al^{3+}} Z_{Al^{3+}}^2 + C_{OH^-} Z_{OH^-}^2) = 0,5 (0,0001 \cdot 9 + 0,0001 \cdot 1) = 0,0005 \text{ моль/дм}^3.$$

Находим коэффициенты активности соответственно ионов алюминия и гидроксид-иона по формуле:

$$\lg f_i = -0,5 Z_i^2 \sqrt{I} = -0,5 \cdot 9 \cdot \sqrt{0,0005} = -0,1006227. \text{ Отсюда для } Al^{3+}: f_i = 0,79319$$

$$\lg f_i = -0,5 Z_i^2 \sqrt{I} = -0,5 \cdot 1 \cdot \sqrt{0,0005} = -0,0111803. \text{ Отсюда для } OH^-: f_i = 0,974585$$

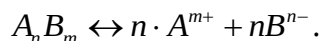
Таблица 4 – Параметры, характеризующие ионную силу исследованных модификаторов

Продукт гидролиза модификатора	Ионы в растворе	C_i , моль/дм ³	Z	I , моль/дм ³	$\lg f_i$	f_i
Гидроксид алюминия $Al(OH)_3$	Al^{3+}	0,0001	+3	0,0005	-0,100623	0,79319
	OH^-	0,0001	-1		-0,011180	0,974585
Гидроксид железа $Fe(OH)_3$	Fe^{3+}	0,0001	+3	0,0005	-0,100623	0,79319
	OH^-	0,0001	-1		-0,011180	0,974585
Гидроксид висмута $Bi(OH)_3$	Bi^{3+}	0,0001	+3	0,0005	-0,100623	0,79319
	OH^-	0,0001	-1		-0,011180	0,974585
Гидроксид цинка $Zn(OH)_2$	Zn^{2+}	0,0001	+2	0,00025	-0,031623	0,929774
	OH^-	0,0001	-1		-0,007906	0,981961
Гидроксид меди $Cu(OH)_2$	Cu^{2+}	0,0001	+2	0,00025	-0,031623	0,929774
	OH^-	0,0001	-1		-0,007906	0,981961
Гидроксид магния $Mg(OH)_2$	Mg^{2+}	0,0001	+2	0,00025	-0,031623	0,929774
	OH^-	0,0001	-1		-0,007906	0,981961
Гидроксид никеля $Ni(OH)_2$	Ni^{2+}	0,0001	+2	0,00025	-0,031623	0,929774
	OH^-	0,0001	-1		-0,007906	0,981961
Гидроксид кобальта $Co(OH)_2$	Co^{2+}	0,0001	+2	0,00025	-0,031623	0,929774
	OH^-	0,0001	-1		-0,007906	0,981961

В случае разбавленных растворов с малой ионной силой $I \rightarrow 0$ (табл. 4) при отсутствии других электролитов с достаточной степенью точности и достоверности можно принять коэффициент активности ионов продуктов гидролиза исследованных модификаторов $f_i \approx 1$, а концентрацию этих ионов в растворе $[Me^{n+}]$; $[OH^-]$, равную примерно их активности a_i :

$$[Me^{n+}] [OH^-] \approx a_i.$$

Тогда для электролита из группы исследованных продуктов гидролиза модификаторов поверхности дисперсных наполнителей фурано-эпоксидных композитов вследствие динамического характера равновесия скорость процесса растворения осадка (продукта гидролиза модификатора) будет практически совпадать со скоростью обратного процесса кристаллизации. Поэтому для насыщенного раствора электролита $A_n B_m$, находящегося в равновесии с его твердой фазой обратимый процесс имеет вид:



Этот процесс по своей природе является гетерогенным, протекающим на поверхности осадка (продукта гидролиза модификатора). Поэтому константа равновесия этого процесса, называемая также произведением растворимости PP , определяется только произведением активностей ионов (a_i) в растворе и не зависит от активности твердой фазы системы:

$$PP = (a_{A^{m+}})^n \cdot (a_{B^{n-}})^m = (\gamma_{A^{m+}} \cdot C_{A^{m+}})^n \cdot (\gamma_{B^{n-}} \cdot C_{B^{n-}})^m = (C_{A^{m+}})^n \cdot (C_{B^{n-}})^m.$$

Растворимость вещества C_p аналитически связана с произведением растворимости PP соотношением:

$$C_p = \sqrt[n \cdot m]{\frac{PP}{n^n \cdot m^m}}.$$

По определению для трехвалентных (алюминий, железо) и двухвалентных (цинк, медь, магний, никель) металлов (Me) в общем виде уравнения, связывающие растворимость вещества (C_p) и произведение растворимости (PP), имеют вид:

$$PP[Me(OH)_3] = (a_{Me^{3+}}) \cdot (a_{OH^-})^3 = [Me^{3+}] \cdot [OH^-]^3 = (C_p) \cdot (3 \cdot C_p)^3 = 9 \cdot C_p^4,$$

т.к. в насыщенном растворе $[Me^{3+}] = C_p$; $[OH^-] = 3 \cdot C_p$.

$$\text{Отсюда } C_p = \sqrt[4]{\frac{PP[Me(OH)_3]}{9}}.$$

$$PP[Me(OH)_2] = (a_{Me^{2+}}) \cdot (a_{OH^-})^2 = [Me^{2+}] \cdot [OH^-]^2 = (C_p) \cdot (2C_p)^2 = 4 \cdot C_p^3,$$

т.к. в растворе анализируемого электролита $[Me^{2+}] = C_p$; $[OH^-] = 2 \cdot C_p$.

Из уравнения следует:

$$C_p = \sqrt[3]{\frac{PP[Me(OH)_2]}{4}}.$$

В качестве иллюстративного примера приведем оценку растворимости осадка $Al(OH)_3$ в воде при известном (при 25 °C) произведении растворимости $PP_{Al(OH)_3} = 5,1 \cdot 10^{-33}$.

Учитывая чрезвычайно малую величину произведения растворимости PP в первом приближении при отсутствии других ионов считаем активности ионов Al^{3+} и OH^- , равными их концентрации $a_{Al^{3+}} \approx [Al^{3+}]$ и $a_{OH^-} \approx [OH^-]$.

Из уравнения диссоциации электролита: $Al(OH)_3 \leftrightarrow Al^{3+} + 3 \cdot OH^-$ следует, что в насыщенном растворе $[Al^{3+}] = C_p$ и $[OH^-] = 3 \cdot C_p$.

Тогда по определению:

$$PP_{Al(OH)_3} = (a_{Al^{3+}}) \cdot (a_{OH^-})^3 = [Al^{3+}] \cdot [OH^-]^3 = (C_p) \cdot (3 \cdot C_p)^3 = 9 \cdot C_p^4 = 5,1 \cdot 10^{-33}.$$

$$\text{Откуда } C_p = \sqrt[4]{\frac{5,1 \cdot 10^{-33}}{9}} = 4,88 \cdot 10^{-9} \text{ моль/дм}^3.$$

Умножив C_p на молекулярную массу M (г/моль) гидроксида алюминия ($M_{Al(OH)_3} = 78$ г/моль) получаем растворимость продукта гидролиза исследованного модификатора в г/дм³: $C_p = 4,88 \cdot 10^{-9} \cdot 78 = 3,81 \cdot 10^{-7}$ г/дм³.

Определим активность ионов Al^{3+} и OH^- в растворе по следующим соотношениям $a_{Al^{3+}} \approx [Al^{3+}] = f_{Al^{3+}} \cdot C_p$; $a_{OH^-} \approx [OH^-] = 3 \cdot f_{OH^-} \cdot C_p$

$$\text{Отсюда } a_{Al^{3+}} \approx [Al^{3+}] = f_{Al^{3+}} \cdot C_p = 0,79319 \cdot 4,88 \cdot 10^{-9} = 3,87 \cdot 10^{-9} \text{ моль/дм}^3:$$

$$a_{OH^-} \approx [OH^-] = 3 \cdot f_{OH^-} \cdot C_p = 3 \cdot 0,974585 \cdot 4,88 \cdot 10^{-9} = 14,27 \cdot 10^{-9} \text{ моль/дм}^3.$$

В табл. 5 представлены некоторые параметры растворимости ионов рассмотренных катализаторов структурирования фурано-эпоксидных систем.

Таблица 5 – Растворимость и активность ионов некоторых исследованных модификаторов

Продукт гидролиза модификатора	Ионы	PP	M, г/моль	C _p		a _i , моль/дм ³
				моль/дм ³	г/дм ³	
Гидроксид алюминия $Al(OH)_3$	Al^{3+}	$5,1 \cdot 10^{-33}$	78	$4,88 \cdot 10^{-9}$	$3,81 \cdot 10^{-7}$	$3,87 \cdot 10^{-9}$
	OH^-					$14,27 \cdot 10^{-9}$
Гидроксид железа $Fe(OH)_3$	Fe^{3+}	$3,8 \cdot 10^{-38}$	107	$2,55 \cdot 10^{-10}$	$2,73 \cdot 10^{-8}$	$2,02 \cdot 10^{-10}$
	OH^-					$7,45 \cdot 10^{-10}$
Гидроксид висмута $Bi(OH)_3$	Bi^{3+}	$3,0 \cdot 10^{-32}$	260	$7,60 \cdot 10^{-9}$	$1,97 \cdot 10^{-6}$	$6,03 \cdot 10^{-9}$
	OH^-					$22,22 \cdot 10^{-9}$

При анализе полученных экспериментальных и расчетно-теоретических результатов выявлено существенное влияние процессов, которые проходят в межфазном слое фурано-эпоксидных композитов и связанных с переходом модификаторов в растворимую и нерастворимую фазы, на характер состояния данного элемента структуры композиционного материала.

6. Выводы

В результате проведенного комплекса исследований установлено:

1. Количество воды, находящейся в межфазном слое с учетом различных источников поступления (более 0,65 % масс.), способствует растворению катализаторов неорганических солей – структурирования катионного типа.

2. Изучены процессы гидролиза модификаторов на поверхности кварцевого песка с учетом механизма анализируемого процесса и характеристических особенностей отдельных представителей модификаторов – неорганических солей. Показано существенное влияние данного фактора на последующие процессы структурирования фурано–эпоксидных реакционноспособных олигомеров.

3. Установлено, что незначительная часть растворенных в воде модификаторов–катализаторов катионного типа (при выбранных технологических параметрах формирования композитов) на поверхности кварцевого песка переходит в нерастворимую фазу.

Литература

1. Мэттьюз Ф., Ролингс Р. Мир материалов и технологий / Композитные материалы. Механика и технология.– М.: Техносфера, 2004.– 408 с.
2. Наполнители для полимерных композиционных материалов: Справочное пособие; Пер. с англ. / Под ред. П.Г. Бабаевского. – М.: Химия, 1981.– 736 с.
3. Межиковский С.М. Физико-химия реакционноспособных олигомеров.– М.: Наука, 1998.– 245 с.
4. Перевощикова Н.Б., Корнев В.И. К вопросу гидролиза солей ионов железа (III) в водных растворах // Вестник Удмурдского университета. 2008. № 8. С. 189–198.
5. Новый справочник химика и технолога. Аналитическая химия. Ч. 1. С-Пб. АНО НПО «Мир и семья». 2002. 964 с.
6. P.T.Anastas, J.C.Warner, Green Chemistry: Theory and Practice, Oxford University Press, New York, 1998, P. 140.
7. M. Fache, C. Montérel, B. Boutevin, S. Caillol Amine hardeners and epoxy cross-linker from aromatic renewable resources // European Polymer Journal. 2015. V.73 P. 344–362.
8. M. Monti, H. Hoydonckx, F. Stappers, G. Camino Thermal and combustion behavior of furan resin/silica nanocomposites // European Polymer Journal.– 2015.– V.67.– P. 561–569.
9. Шрайвер, Д. Неорганическая химия: в 2 т. / Д. Шрайвер, П. Эткинс; пер. с англ. М.Г. Розовой, С.Я. Истомина, М.Е. Тамм; под ред. В.П. Зломанова. – М. : Мир, 2004. – Т. 1. – 679 с.
10. Шрайвер, Д. Неорганическая химия: в 2 т. / Д. Шрайвер, П. Эткинс; пер. с англ. А.И. Жирова[и др.] ; под ред. В.П. Зломанова. – М. : Мир, 2004. – Т. 2. – 486 с.
11. Рябухин А.Г. Ион гидроксония // Известия Челябинского научного центра. 2002. Вып. 4 (17). С. 52–57.

Bibliography (transliterated)

1. Mettyuz F., Rolings R. Mir materialov i tehnologiy / Kompozitnyie materialyi. Mehanika i tehnologiya.– М.: Tehnosfera, 2004.– 408 p.
2. Napolniteli dlya polimernyih kompozitsionnyih materialov: Spravochnoe po-sobie; Per. s angl. / Pod red. P.G. Babaevskogo. – М.: Himiya, 1981.– 736 p.
3. Mezhevikskiy S.M. Fiziko-himiya reaktсионnosposobnyih oligomerov.– М.: Nauka, 1998.– 245 p.

4. Perevoschikova N.B., Kornev V.I. K voprosu gidroliza soley ionov zheleza (III) v vodnyih rastvorah // Vestnik Udmurtskogo universiteta. 2008. # 8. P. 189–198.
5. Novyyi spravochnik himika i tehnologa. Analiticheskaya himiya. Ch. 1. S-Pb. ANO NPO «Mir i semya». 2002. 964 p.
6. P.T.Anastas, J.C.Warner, Green Chemistry: Theory and Practice, Oxford University Press, New York, 1998, P. 140.
7. M. Fache, C. Mont  r  mal, B. Boutevin, S. Caillol Amine hardeners and epoxy cross-linker from aromatic renewable resources // European Polymer Journal. 2015. V.73 P. 344–362.
8. M. Monti, H. Hoydonckx, F. Stappers, G. Camino Thermal and combustion behavior of furan resin/silica nanocomposites // European Polymer Journal.– 2015.– V.67.– P. 561–569.
9. Shrayver, D. Neorganicheskaya himiya: v 2 t. / D. Shrayver, P. Etkins; per. s angl. M.G. Rozovoy, S.Ya. Istomina, M.E. Tamm; pod red. V.P. Zlomanova. – M. : Mir, 2004. – T. 1. – 679 p.
10. Shrayver, D. Neorganicheskaya himiya: v 2 t. / D. Shrayver, P. Etkins; per. s angl. A.I. Zhirova[i dr.] ; pod red. V.P. Zlomanova. – M. : Mir, 2004. – T. 2. – 486 p.
11. Ryabuhin A.G. Ion gidroksoniya // Izvestiya Chelyabinskogo nauchnogo tsentra. 2002. Vyip. 4 (17). P. 52–57.

УДК 678.5

Рассоха О.М., Черкашина Г.М.

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСІВ НА ПОВЕРХНІ МОДИФІКОВАНОГО КАТІОННИМИ КАТАЛІЗАТОРАМИ НАПОВНЮВАЧА ФУРАНО-ЕПОКСИДНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Розглянуті питання процесів, що проходять в міжфазному прошарку фурано-епоксидного композиту, що модифікований неорганічними солями – каталізаторами катіонного типу структування реакційноздатних олігомерів.

Rassokha A.N., Cherkashina A.N.

STUDY OF PROCESS ON MODIFIED FURAN-EPOXY COMPOSITE MATERIALS FILLER SURFACE

The processes taking place in the interfacial layer furan-epoxy composites modified by inorganic salts – cationic catalysts for reactive oligomers structuring are investigated.