

ІТЕ ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Щоквартальний науково-практичний журнал

1'2019

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. О. Качанов, *д-р техн. наук, проф.*
В. А. Маляренко, *д-р техн. наук, проф.*
Д. Ф. Сімбірський, *д-р техн. наук, проф.*
В. П. Шапорев, *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.*
П. О. Капустенко, *акад. Академії будівництва України*
О. П. Арсеньєва, *д-р техн. наук, доц.*

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:

61002, м. Харків, вул. Кирпичова, 2
Тел. 70-76-958

ЗМІСТ

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

*Алексахін О. О., Пархоменко Л. О., Панчук О. В.,
Єна С. В., Гордієнко О. П.*

Інтенсифікація теплообміну у каналах системи
охолодження тягових електродвигунів.....3

Романова В. В., Сафаа Тхарват
Оцінка впливу оптимізації роботи діючого фонду
свердловин і наземної інфраструктури на обсяги
видобутку.....10

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

*Арсеньєв П. Ю., Товажнянський Л. Л.,
Перевертайленко А. Ю., Капустенко П. А.,
Арсеньєва О. П.*
Математическая модель сварного пластинчатого
теплообменного аппарата для колонны
синтеза аммиака.....23

Дзевочко О. М., Подустов М. О.
Дослідження гофрованих насадочних елементів в
процесах абсорбції відхідних газів
виробництва ПАР.....33

Соловей В. Н., Горбунов К. А., Горбунова О. В.
Градиентная агрегация флоккул при ламинарном
течении в статическом флокуляторе.....42

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

<i>Бабіченко А. К., Лисаченко І. Г., Деменкова С. Д.</i> З питання визначення методичної похибки контактних перетворювачів температури.....	48
<i>Демідов Д. В., Саєнко Н. В., Биков Р. О., Саєнко Л. В., Ільєнко К. О.</i> Спрямоване регулювання горючості та вогнезахисних характеристик лакофарбових покриттів.....	52
<i>Зинченко М. Г., Пономаренко Е. Д., Горбунов К. А., Горбунова О. А.</i> Очистка газовых выбросов производства кальцинированной соды от сульфида водорода.....	61

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

<i>Загребельная Л. И., Кобец Е. В., Мироненко А. Л.</i> Теоретическое исследование термодинамических параметров газоструйного генератора, работающего на сжиженном газе и воздухе.....	73
<i>Лабейко М. А., Литвиненко О. А., Любченко Н. М., Гладкий Ф. Ф.</i> Про здатність природних антиоксидантів впливати на окиснення харчових рослинних олій.....	78
Сторінка редколегії	86

Затверджено Вченою радою НТУ «ХП» (протокол № 2 від 25.01.2019 р.)

Інтегровані технології та енергозбереження / Щоквартальний науково-практичний журнал. – Харків : НТУ «ХП», 2019. – № 1. – 88 с.

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

© Національний технічний університет «ХП», 2019

УДК 658.264

Алексахін О.О.¹, к.техн.н., доцент, Пархоменко Л.О.², к.техн.н., доцент, Панчук О.В.²,
ст. викладач, Єна С.В.³, ст. викладач, Гордієнко О.П.³, ст. викладач

¹ Харківський національний університет ім. В.Н. Каразіна

² Український державний університет залізничного транспорту

³ Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»,
м. Харків

ІНТЕНСИФІКАЦІЯ ТЕПЛООБМІНУ У КАНАЛАХ СИСТЕМИ ОХОЛОДЖЕННЯ ТЯГОВИХ ЕЛЕКТРОДВИГУНІВ

Ключові слова: тяговий електродвигун, система охолодження, конвективний теплообмін, коефіцієнт тепловіддачі, інтенсифікація теплообміну, стрічковий завихрювач, втрати тиску, потужність вентилятора системи охолодження.

Одним із напрямків розв'язання задачі підвищення теплотоймості в елементах теплоенергетичного обладнання й системах охолодження транспортних засобів є штучна інтенсифікація процесів теплообміну за допомогою різних пристроїв. Найбільш поширеними є два такі напрямки інтенсифікації теплообміну: збільшення коефіцієнтів тепловіддачі за рахунок створення підвищених рівнів турбулентності зовнішнього потоку та використання поверхонь зі штучною шорсткістю. У першому випадку зростання рівня турбулентності досягається завдяки збуренням потоку, що направлені від ядра потоку, у другому – інтенсифікація теплообміну відбувається завдяки збуренням у пристінному шарі. У даний час немає єдиної точки зору щодо кращого способу інтенсифікації теплопереносу для широкого діапазону умов. Доцільність застосування того чи іншого методу визначають для кожного конкретного випадку окремо.

Заходи, за допомогою яких можна здійснити пристінну турбулізацію, різноманітні, однак, принцип їх дії – забезпечення зриву пограничного шару на стінці [1,2].

Заходи, що дозволяють здійснити закручування потоку у каналах, за конструктивними ознаками розподіляють на три види: гвинтові вставки, тангенціальні канали та стрічкові завихрювачі. Гвинтові вставки виготовляють у вигляді скрученої стрічки або шнека. Стрічкові завихрювачі мають такі переваги як простота виготовлення, невелика матеріалоемність, можливість використання в існуючому теплообмінному обладнанні. Їх застосовують в котельній техніці, у системах регенеративного охолодження рідинних ракетних двигунів[3], у вертикальних трубчастих випарниках систем опріснення морської води [4] та іншому обладнанні теплотехнологічних схем.

Інтенсифікація процесів теплообміну у каналах системи охолодження тягових електродвигунів (ТЕД) при фіксованій площі поверхні теплообміну дозволяє зменшити необхідну швидкість руху охолоджуючого повітря у каналах, а отже, й зменшити потужність, що витрачається на прокачування повітря.

Метою роботи є визначення діапазону зміни витрат повітря для охолодження ТЕД в умовах застосування стрічкових завихрювачів для інтенсифікації процесів теплопереносу.

Системи охолодження ТЕД традиційно виконують у вигляді каналів круглого й прямокутного перерізів. Загальні характеристики систем охолодження деяких марок двигунів наведені у таблиці 1.

Таблиця 1 – Конструктивні характеристики систем охолодження двигунів

Марка двигуна	Форма перерізу каналів, розміри	Кількість каналів	Довжина каналу, м	Витрати повітря, м ³ /с	Швидкість, м/с
ЕД-121А	прямокутник 11*23 мм	56	0,38	0,41	28,91
ЕД-118А,Б	коло, $\varnothing$ 27 мм	32	0,42	0,27	14,75
ГС-501А	прямокутник 11*28 мм	96	0,3	1,19	40,22
	коло, $\varnothing$ 23 мм	72	0,3	1,19	39,82

Для визначення коефіцієнтів теплообміну при турбулентному режимі руху у «гладких» циліндричних каналах використовують критеріальне рівняння [5]

$$Nu_o = 0,021 \cdot Re_o^{0,8} \cdot Pr_o^{0,43} \cdot \left(\frac{Pr_o}{Pr_{cm}} \right)^{0,25}, \quad (1)$$

де $Nu_o = \frac{\alpha_o \cdot d}{\lambda_o}$ – критерій Нуссельта; α_o – коефіцієнт тепловіддачі від стінок до повітря; d – діаметр (еквівалентний діаметр) каналу; λ_o – коефіцієнт теплопровідності повітря; Pr_o – критерій Прандтля для повітря при його середній температурі; Pr_{cm} – критерій Прандтля для повітря при температурі стінки.

Коефіцієнт гідравлічного опору при русі у «гладкій» циліндричній трубі обчислюють за допомогою формули [5]

$$\xi_o = \frac{0,316}{Re_o^{0,25}}. \quad (2)$$

Для визначення коефіцієнтів тепловіддачі у циліндричних каналах зі стрічковими завихрювачами у [6] запропоновано рівняння

$$Nu = 0,021 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,43} \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_{cm}} \right)^{0,25} \cdot \left(1 + \frac{5,65 \cdot 10^4}{Re^{1,2}} \cdot \frac{d}{s} \right), \quad (3)$$

де Re – критерій Рейнольдса; Pr – критерій Прандтля для повітря при середній температурі; d – діаметр каналу; s – крок закручування завихрювача.

Коефіцієнт гідравлічного опору для вказаного випадку можна обчислити за формулою [6]

$$\xi = \xi_o \cdot \left[1 + 14,35 \cdot \left(\frac{d}{s} \right)^4 \right], \quad (4)$$

де ξ_o – коефіцієнт гідравлічного опору незакрученого потоку, який обчислюють за формулою (2).

Для визначення коефіцієнтів теплообміну при турбулентному режимі руху у прямокутному каналі з гвинтовою вставкою у [7] наведене критеріальне рівняння

$$\text{Nu} = 0,023 \cdot \text{Re}^{n_1} \cdot \text{Pr}^{0,43} \cdot \left(\frac{\text{Pr}}{\text{Pr}_{cm}} \right)^{0,25} \cdot A_3; \quad (5)$$

$$A_3 = \left(1 + \frac{h}{s} \right)^{14,05}; \quad n_1 = 1,727 - 0,927 \cdot \left(1 + \frac{h}{s} \right),$$

де h – ширина полоси.

Значення коефіцієнтів гідравлічного опору у прямокутному каналі зі стрічковим завихрювачем (гвинтовою вставкою) можна обчислити за формулою [7]

$$\xi = 0,334 \cdot \frac{A_2}{\text{Re}^{n_2}}; \quad (6)$$

$$A_2 = \left(1 + \frac{h}{s} \right)^{9,4}; \quad n_2 = 0,5 \cdot \left(1 + \frac{h}{s} \right) - 0,25.$$

Величини коефіцієнтів теплообміну та гідравлічного опору у каналі прямокутного перерізу без гвинтової вставки (у «гладкому» каналі) можна визначити відповідно за рівняннями (5) та (6) при підстановці до них значення $\frac{h}{s} = 0$.

Потужність вентилятора на прокачування повітря через систему охолодження електродвигуна обчислюють за формулою

$$N = \frac{V \cdot \Delta p}{\eta_B}, \quad (7)$$

де V – об'ємні витрати повітря; Δp – втрати тиску повітрям при його русі в каналі; η_B – коефіцієнт корисної дії вентилятора.

Втрати тиску повітрям в каналі без застосування інтенсифікаторів теплообміну становлять

$$\Delta p_o = \xi_o \cdot \left(\frac{l}{d} \right) \cdot \rho_o \cdot \frac{\omega_o^2}{2}, \quad (8)$$

де l – довжина каналу; ρ_o – питома вага охолоджуючого повітря при його середній температурі; ω_o – швидкість повітря.

Використовуючи рівняння нерозривності для потоку повітря й вираз для критерія Рейнольдса, формула для витрат повітря у «гладкому» каналі приймає вигляд

$$V_o = \text{Re}_o \cdot \rho_o \cdot f \cdot \frac{v_o}{d}, \quad (9)$$

де f – площа перерізу каналу; v_o – коефіцієнт кінематичної в'язкості повітря.

З урахуванням виразів (8), (9) розрахункова залежність (7) для «гладкого» каналу трансформується до вигляду

$$N_o = 0,167 \cdot l \cdot \text{Re}^{2,75} \cdot v_o^3 \cdot \frac{\rho_o^2}{d^4}. \quad (10)$$

Для каналу із гвинтовою вставкою необхідна для вентиляторів системи охолодження потужність дорівнює

$$N = 0,167 \cdot A_2 \cdot l \cdot \text{Re}^{3-n_2} \cdot v^3 \cdot \frac{\rho^2}{d^4}. \quad (11)$$

Ефективне застосування інтенсифікаторів теплообміну визначається умовою $\frac{N}{N_o} < 1$, з якої після перетворень можна отримати вираз для значення критерію Рейнольдса закрученого потоку у прямокутному каналі, необхідне для реалізації ощадних умов тепловідведення

$$\text{Re}_1 < \frac{\text{Re}_o^{2,75 \cdot k_1} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_o} \right)^2 \cdot \left(\frac{v}{v_o} \right)^{3 \cdot k_1}}{A_2^{k_1}}, \quad (12)$$

де $k_1 = \frac{1}{3-n_2}$.

Величина Re_1 характеризує максимально можливе значення критерія при організації режимів охолодження. Мінімально можливе значення критерія Рейнольдса можна знайти з умови $\frac{N}{N_o} \geq 1$. Після перетворень маємо

$$\text{Re}_2 < \frac{\text{Re}_o^{0,8 \cdot k_2}}{A_3^{k_2}}, \quad (13)$$

де, $k_2 = \frac{1}{n_1}$.

Область значень $\text{Re}_1 < \text{Re} \leq \text{Re}_2$ визначає діапазон зміни параметрів повітря для режимів охолодження ТЕД при вказаних умовах. На рисунку 1 наведені результати обчислень за формулами (12), (13) за умови, що теплофізичні властивості повітря у каналі з інтенсифікатором теплообміну такі ж самі, як і у гладкому каналі, тобто $\rho = \rho_o$, $v = v_o$. Як видно з наведених даних, застосування стрічкових завихрювачів для інтенсифікації теплообміну у прямокутних каналах ТЕД дозволяє зменшити потужність, що витрачається для приводу вентиляторів системи охолодження. Зменшення потужності слід очікувати при використанні вставок всіх розглянутих геометричних параметрів. Однак, для завихрювачів з меншими значеннями відносних кроків скрутки діапазон можливих значень чисел Рейнольдса помітно менше, ніж для завихрювачів з більшими значеннями $\frac{h}{s}$.

Для каналів круглого перерізу співвідношення потужності на прокачування повітря для каналу зі вставкою й «гладкого» каналу, отримані з використанням рівнянь (2), (4) має вигляд

$$\frac{N}{N_o} = \left[1 + 14,35 \cdot \left(\frac{d}{s} \right)^4 \right] \cdot \left(\frac{Re}{Re_o} \right)^3 \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_o} \right)^2 \cdot \left(\frac{v}{v_o} \right)^3 < 1, \quad (14)$$

з якого видно, що необхідне забезпечення нерівності

$$\frac{Re_1}{Re_o} < \left[1 + 14,35 \cdot \left(\frac{d}{s} \right)^4 \right]^{-0,33} \cdot \left(\frac{v}{v_o} \right)^{-1} \cdot \left(\frac{\rho}{\rho_o} \right)^{-0,66}. \quad (15)$$

Мінімальні значення критерію Рейнольдса, при яких забезпечуються умови надійного тепловідведення у циліндричних каналах, визначаються нерівністю

$$\frac{Re_2}{Re_o} \geq \left(1 + \frac{5,64 \cdot 10^4}{Re_o^{1,2}} \cdot \frac{d}{s} \right)^{-1,25}. \quad (16)$$

Діапазон можливих режимних параметрів системи охолодження, що виготовлена з використанням циліндричних каналів, показано на рисунку 1. Внаслідок того, що використання стрічкових інтенсифікаторів є більш ефективним у не круглих каналах, діапазон зміни можливих значень числа Рейнольдса для циліндричних каналів помітно менше, ніж для каналів прямокутного перерізу.

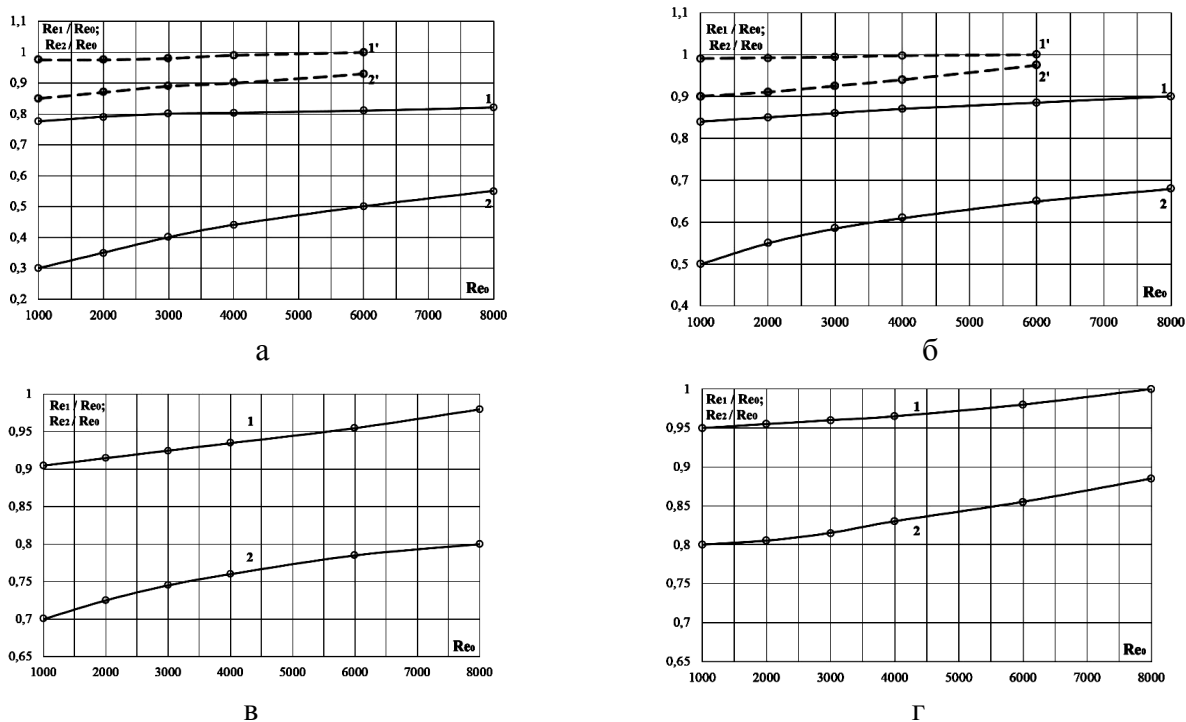


Рисунок 1 – Значення чисел Рейнольдса, які забезпечують зменшення потужності на прокачування(1, 1') та надійне охолодження(2, 2')

$$а - \frac{h}{s} = 0,167; \quad б - \frac{h}{s} = 0,1; \quad в - \frac{h}{s} = 0,05; \quad г - \frac{h}{s} = 0,033;$$

1,2 – канали прямокутного виконання; 1',2' – канали циліндричної форми

Висновки

1. Показано доцільність використання скручених стрічок для інтенсифікації теплообміну у каналах систем охолодження тягових електродвигунів.
2. На підставі аналізу експериментальних даних різних авторів для закручених потоків отримано значення величини критерію Рейнольдса для потоку повітря у каналах круглого та прямокутного перерізу, при яких ефективно використання вказаного способу інтенсифікації теплообміну.
3. У порівнянні з каналами прямокутного перерізу ефективність стрічкових завихрювачів у каналах прямокутного перерізу вище.

Література

1. Э.К. Калинин Интенсификация теплообмена в каналах / Калинин Э.К., Дрейцер Г.А., Ярхо С.А. – М.: Машиностроение, 1979. – 220 с.
2. Павловський В.Г. Особливості гідродинаміки і теплообміну в некруглих каналах / Монографія. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – 104 с.
3. R. Thorsen, F. Landis. Friction and Heat Transfer Characteristics in Turbulent Swirl Flow Subjected to Large Transverse Temperature Gradients. Heat Transfer, Vol. 90(1), Feb 01 1968, pp. 87-97. doi:10.1115/1.3597466
4. Bergles A.E. Enhancement of Heat Transfer / Sixth International Heat Transfer Conference, Toronto, Vol. 1, 1978, pp. 89–108.
5. Теплотехнический справочник / Под общ. ред. В.Н. Юренева, П.Д. Лебедева. т.2, изд. 2-е, перераб. – М.: Энергия, 1976. – 896 с.
6. М.Х. Ибрагимов Теплоотдача и гидравлическое сопротивление при винтовом движении жидкости в трубе / Ибрагимов М.Х., Номофилов Е.В., Субботин В.И. – Теплоэнергетика, – 1961. – №7 – с. 57–60.
7. Алексахин А.А., Дрейцер Л.С., Бондаренко В.С., Торчинская И.Т. Повышение интенсивности теплообмена в аксиальных каналах шихтованных сердечниках тяговых электрических машин с помощью ленточных завихрителей / Вестник Харьк. политехн. ин-та «Электромашиностроение и автоматизация промышленных предприятий», – 1988. – вып. 13, – № 255 – с. 57–63.
8. Алексахин А.А. Гидравлическое сопротивление прямоугольного канала с ленточными завихрителями / Рукопись депонирована в УкрНИИНТИ 18.05.1984. – № 869-Ук-Д84-Деп. – 8 с.

Bibliography (transliterated)

1. E.K. Kalinin Intensifikatsiya teploobmena v kanalah / Kalinin E.K., Dreytser G.A., Yarho S.A. – M.: Mashinostroenie, 1979. – 220 p.
2. Pavlovs'kyj V.G. Osobly'vosti gidrody'namiky` i teploobminu v nekrugly`x kanalah / Monografiya. – Xarkiv: NTU «XPI», 2006. – 104 p.
3. R. Thorsen, F. Landis. Friction and Heat Transfer Characteristics in Turbulent Swirl Flow Subjected to Large Transverse Temperature Gradients. Heat Transfer, Vol. 90(1), Feb 01 1968, pp. 87-97. doi:10.1115/1.3597466.
4. Bergles A.E. Enhancement of Heat Transfer / Sixth International Heat Transfer Conference, Toronto, Vol. 1, 1978, pp. 89–108.
5. Teplotekhnicheskiiy spravochnik / Pod obsch. red. V.N. Yureneva, P.D. Lebedeva. t.2, izd. 2-e, pererab. – M.: Energiya, 1976. – 896 p.

6. M.H. Ibragimov Teplootdacha i gidravlichesкое soprotivlenie pri vintovom dvizhenii zhidkosti v trube / Ibragimov M.H., Nomofilov E.V., Subbotin V.I. – Teploenergetika, – 1961. – №7 – P. 57–60.

7. Aleksakhin A.A., Dreytser L.S., Bondarenko V.S., Torchinskaya I.T. Povyishenie intensivnosti teploobmena v aksialnyih kanalah shihtovannyih serdechnikah tyagovyih elektricheskikh mashin s pomoschyu lentochnyih zavihriteley / Vestnik Hark. politehn. in-ta «Elektromashinostroenie i avtomatizatsiya promyshlennyih predpriyatiy, – 1988. – vyip. 13, – № 255 – P. 57–63.

8. Aleksakhin A.A. Gidravlichesкое soprotivlenie pryamougolnogo kanala s lentochnyimi zavihritelyami / Rukopis deponirovana v UkrNIINTI 18.05.1984. – № 869-Uk-D84-Dep. – 8 p.

УДК 658.264

Алексахин А.А.¹, к.техн.н., доцент, Пархоменко Л.О.², к.техн.н., доцент, Панчук О.В.², ст. преподаватель, Ена С.В.³, ст. преподаватель, Гордиенко Е.П.³, ст. преподаватель,

¹ *Харьковский национальный университет им. В.Н. Каразина*

² *Украинский государственный университет железнодорожного транспорта*

³ *Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», г. Харьков*

ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА В КАНАЛАХ СИСТЕМЫ ОХЛАЖДЕНИЯ ТЯГОВЫХ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЕЙ

В работе рассмотрена эффективность использования скрученных лент для интенсификации теплообмена в каналах системы охлаждения тяговых электродвигателей. На основе анализа экспериментальных данных ряда авторов получены формулы для вычисления критерия Рейнольдса для воздуха в круглых и прямоугольных каналах, при которых использование указанного способа интенсификации теплообмена обеспечивает уменьшение мощности вентиляторов системы охлаждения двигателей.

Aleksakhin O.O., Parkhomenko L.O., Panchuk O.V., Yena S.V., Hordienko O.P.

INTENSIFICATION OF HEAT EXCHANGE IN CHANNELS OF SYSTEM COOLING FOR TRACTION ELECTRIC MOTORS

The efficiency of twisted ribbons using for the intensification of heat transfer in the channels of the cooling system of traction motors is considered. The analysis of the experimental data of a number of authors is presented. The formulas for Reynolds criterion for air in circular and rectangular channels are obtained. It is proved that this method of heat exchange intensification reduces the power of the fans of the engine cooling system.

УДК 622.691.4

Романова В.В., аспірант, Сафаа Тхарват, аспірант

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

ОЦІНКА ВПЛИВУ ОПТИМІЗАЦІЇ РОБОТИ ДІЮЧОГО ФОНДУ СВЕРДЛОВИН І НАЗЕМНОЇ ІНФРАСТРУКТУРИ НА ОБСЯГИ ВИДОБУТКУ

Ключові слова: розвантаження свердловини, оптимізація робочого тиску, фізичне моделювання, вузловий аналіз, протитиск.

Актуальність роботи. Попри високий ступінь виснаження існуючих великих видобувних областей Україна нарощує видобуток природного та нафтового газу. Досягти цього можливо за рахунок вкладення в розробку нових родовищ і залучення нових технологій, а також в підвищення як продуктивності існуючих великих родовищ, так і активності у сфері пошуку та розвідки нових газових родовищ, впровадження технологій та інвестицій для глибокого буріння (більше 6 км нижче поверхні землі) та гідрозривів пласта.

Вищезгаданий перелік заходів, спрямованих на підвищення вуглеводневіддачі є комплексним і пов'язаним із геологією родовищ, але фактично за своєю суттю передбачає збільшення темпу відбору газу з родовищ.

Іншим потужним заходом, спрямованим на підвищення обсягів вилучення вуглеводнів є оптимізація робочих тисків на гірлі свердловин. Цим заходом передбачено зниження робочого тиску на гірлі свердловин шляхом введення в експлуатацію ДКС для компримування низьконапірного газу [1] і зниження гідравлічного опору газозбірної системи. Для кожного з родовищ вплив зниження робочого тиску на гірлі свердловин буде різним, як і реакція родовища на зниження робочого. Саме тому комплексна оцінка впливу зниження робочого тиску для родовищ на завершальній стадії експлуатації є доволі актуальною. Питання раціонального розміщення основних газопромислових об'єктів та комунікацій розглядається в основному під час облаштування родовища [2]. Для родовищ, що в світовій практиці отримали класифікацію "mature" (зрілі родовища, що розробляються достатньо довгий період) і до яких можна віднести понад 90 % українських родовищ, питання раціонального розміщення основних споруд слід розглядати з точки зору оптимізації системи промислового збору, транспортування та підготовки природного газу [3]. Воно буде оптимальним, якщо досягається мінімум приведених затрат при максимальному прибутку, який отримується за рахунок реалізації товарного газу при максимальному коефіцієнті газовилучення. На завершальній стадії розробки все більшого впливу набуває гідравлічний стан газозбірних систем внаслідок появи і постійної динаміки рідинних забруднень в порожнині газопроводів [4], тому його вплив слід оцінювати під час розробки проектів подальшої експлуатації родовищ на розподіл робочого тиску, так і шукати резерви його зменшення.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Українські розробники в питанні оптимізації розробки газоконденсатних родовищ в умовах низьких робочих тисків [5] зосереджуються виключно на питанні наближенні компресорної установки до гирла свердловини, оперуючи більш технологічними параметрами роботи компресорів, схемами їх роботи і фактичними даних зростання видобутку для окремих свердловин і зміною

тиску на УКПГ. Результатом роботи є можливість вибору системи роботи компресорів як для утилізації низьконапірних газів з установок, так і для покращення роботи свердловин, що фактично є частиною загальновідомого методу компресії для виснажених родовищ і підтверджує можливість експлуатації свердловин на низьких робочих тисках із отриманням позитивного ефекту.

Більш системний підхід до роботи родовищ виконано авторами [6] на прикладі свердловин Юліївського і Наріжнрянського ГКР, в який представлено технічні рішення, що стосуються як обробки вибою свердловин, так і заміни наземної інфраструктури і підвищення ефективності роботи внутрішньопромислових газопроводів. Робота показує, що такий комплексний підхід дозволяє збільшити видобуток газу, але викладена як констатація факту розробки різних технічних рішень, що є загальновідомими, без оцінки впливу одного заходу на інших і конкретизації, який саме ефект від їх впровадження був отриманий.

Проблеми оптимізації роботи свердловин розкрито також і для третинних методів підвищення вилучення вуглеводнів з пласта із закачуванням інертних і кислих газів і подальшим витісненням рідини з вибою свердловин (газліфт) або для підтримання пластового тиску на рівні вищому за тиск конденсації рідких вуглеводнів [7]. В цій роботі автори більше сконцентрувались на виборі оптимальних об'ємів закачування газу для забезпечення якісних параметрів його кондиції після підйому на поверхню і підготовки, що можна розглядати як частину оптимізації роботи свердловин механізованими способами (artificial lift).

Розроблена комплексна технологія збільшення вуглеводневилучення з виснажених газоконденсатних родовищ [8]. Вона включає нагнітання в родовище через систему нагнітальних свердловин запропонованих витіснювальних агентів, витіснення ними з пористого середовища до видобувних свердловин сконденсованих вуглеводнів і пластового газу, обробку привибійних зон видобувних свердловин запропонованими робочими розчинами для зменшення насиченості пористого середовища сконденсованими вуглеводнями та інтенсифікації припливу газоконденсатної суміші до свердловин і використання запропонованих методів забезпечення стабільної роботи видобувних свердловин з високим вмістом рідини у пластовій продукції. Однак технологія стосується в першу чергу роботи привибійної зони і направлена на зменшення скін-фактору без врахування відгуку як ліфтової (вертикальної частини), так і газозбірної системи.

Системний аналіз видобутку газу по Шебелинському ГКР зроблено в роботі [9], однозначною перевагою якої є можливість прослідкувати тенденцію зменшення обсягів видобутку газу при падінні пластових тисків і відстежити можливість стабілізації видобутку газу при впровадженні різних заходів оптимізації роботи наземної інфраструктури родовища. Робота посиляється на комплексний підхід, але не висвітлює питання взаємозв'язку в режимах роботи свердловин і системи газозбірних колекторів, посиляючись лише на зміну робочих тисків на гірлі свердловин родовищ.

Порівняння фактичних і проектних показників розробки із оцінкою відгуку роботи родовища в цілому на зміну робочих тисків для Шебелинської та Єфреміївської груп ГКР представлено в роботі [10], в якій, на основі фактичних даних, доведено, що зниження робочого тиску дозволяє видобути більше газу, ніж це передбачено проектом розробки. Положення цієї роботи використано в методі прогнозування режимів роботи родовищ, що працюють на виснаження [11], що за своєю суттю є впровадженням алгоритмом, викладеним в [12] із використанням математичного апарату MathCad.

Оцінку впливу роботи системи магістрального транспортування газу на режими роботи родовищ оцінено в праці [13], де знову ж показано, що теоретично видобуток

може зрости на 15 %, але не враховано, яким чином відреагують свердловини родовища на такий захід, як і не надано розрахунок яким чином знизиться робочий тиск на гірлах свердловин, враховуючи всі наземні ланки системи.

Аналіз наявних літературних джерел яскраво показує, що кожне із проблемних питань щодо збільшення видобутку газу з родовищ, що працюють на виснаження, оперуючи діючим фондом свердловин вирішує питання без взаємозв'язки із іншими, тобто виключає можливість оцінки впливу роботи однієї системи на роботу іншої.

Найбільш повно аналіз роботи системи вибій свердловини – ЦГП можливо дослідити за вузловим аналізом, який фактично назвали тихою революцією в нафтогазовій інженерії в галузі прогнозування режимів роботи. Де би не знаходився вузол, дві основні граничні умови мають виконуватись:

- об'єми вхідного і вихідного потоку мають бути рівні, і описуватись кривими притоку і відтоку;
- у вузловій точці діє лише одне значення тиску в точці перетину кривих притоку і відтоку, при якому обсяги цих потоків рівні.

Саме ця точка перетину і є вирішенням завдання, що задовольняє обом граничним умовам по тиску і дебітам [14].

Розширення застосування вузлового аналізу по окремих свердловинах на більш складні системи розпочато з 1971 р., коли вперше було пов'язано моделі пласта і наземної інфраструктури з метою отримання адекватних рішень по газозбірній системі родовища, що стало базою для наступних технічних рішень [15].

Мета роботи. Метою цієї роботи сформульовано як оцінку ефективності проведення вузлового аналізу під час планування геолого-технічних заходів для родовищ, що знаходяться на завершальній стадії експлуатації.

Викладання основного матеріалу статті. Аналіз діючих правил розробки нафтових і газових родовищ [16] дає змогу ввести поділити геолого-технологічних заходів (далі – ГТЗ) на дві категорії: з підтримання базового видобутку та нарощування видобутку вуглеводнів відповідно.

До геолого-технологічних заходів з підтримання базового видобутку відносяться:

- поточний (превентивний) ремонт базового фонду свердловин;
- оптимізація гирлових тисків та наземної інфраструктури;
- селективні водоізоляційні роботи;
- долучення продуктивних горизонтів в межах одного експлуатаційного об'єкту;
- повторне розкриття продуктивних горизонтів;
- оптимізація експлуатації свердловин (обробка поверхно-активними речовинами (далі – ПАР) та розчинником, використання колтубінгових установок, продувки свердловин, зміна способу експлуатації свердловин, промивки насосно-компресорних труб (далі – НКТ) та вибою свердловин тощо).

Весь ефект, отриманий від виконання вищеперелічених ГТЗ з підтримки базового видобутку, в розрахунках є складовою частиною базового видобутку вуглеводнів.

До геолого-технологічних заходів з метою отримання додаткового видобутку вуглеводнів відносяться:

- буріння свердловин;
- забурювання бокових стовбурів свердловин (далі – ЗБС);
- капітальний ремонт свердловин;

- гідророзрив пласта;
- обробка приви́бійної зони свердловини (далі – ОПЗ).

З урахуванням ГТЗ з нарощування видобутку, додатковий видобуток вуглеводневої сировини може бути отриманим шляхом:

- введення в експлуатацію нових свердловин;
- поглиблення існуючих свердловин;
- переходу на інший пласт (переведення свердловин на інші горизонти) чи в іншу точку пласта (забурка бокового стовбуру);
- відновлення роботи свердловин, які знаходились в довготривалій бездії;
- відновлення ліквідованих раніше свердловин;
- введення свердловин, які раніше видобували інший вид продукції;
- введення свердловин в експлуатацію з інших категорій непрацюючого фонду (спостережні, нагнітальні, в консервації, в очікуванні ліквідації);
- збільшення зони дренажування свердловини за рахунок більшого розкриття природних чи створення штучних тріщин в пласті;
- обробки приви́бійної зони пласта з метою покращення фільтраційних властивостей пласта (кислотні обробки, комплексні обробки тощо).

Слід зазначити, що введення нової свердловини має пріоритетне значення над всіма іншими видами геолого-технологічних заходів. Пріоритетність всіх інших видів ГТЗ визначається в кожному окремому випадку в залежності від мети робіт, які плануються на свердловині.

Така систематизація дає можливість класифікувати геолого-технічні заходи за діючим фондом наявних свердловин, на яких фактично відбувається підтримання базового видобутку, та бездіючими і проектними свердловинами, де видобуток може бути нарощений (див. табл. 1).

Таблиця 1 – Класифікація геолого-технічних заходів для загального нарощування видобутку газу

Назва фонду	Діючий фонд свердловин на початок поточного року експлуатації (в т.ч. свердловини в простой до 1 місяця)	Бездіючий фонд і фонд проектних свердловин
Мета заходу	Підтримання базового видобутку (недопущення його падіння)	Отримання додаткового видобутку газу
Заходи	Поточний ремонт свердловин (в т.ч. водоізоляційні роботи, долучення продуктивних горизонтів, повторне розкриття, інтесифікація роботи свердловин) оптимізація робочих тисків і наземної інфраструктури	Буріння нових свердловин, капітальний ремонт свердловин із гідророзривом пласта або забурюванням бокових стовбурів

В кількісному вимірі для найбільш потужної газовидобувної компанії України така класифікація представлена на рисунку 1, з якого видно, що вплив на роботу зони

«вибій – УКПГ» становить 17 % від загального додаткового видобутку кампанії. Задачею цієї дисертаційної роботи буде пошук шляхів нарощування цього показника за рахунок оптимізації роботи наземної інфраструктури і проведення поточних ремонтів свердловин із видаленням рідини з їх вибою.

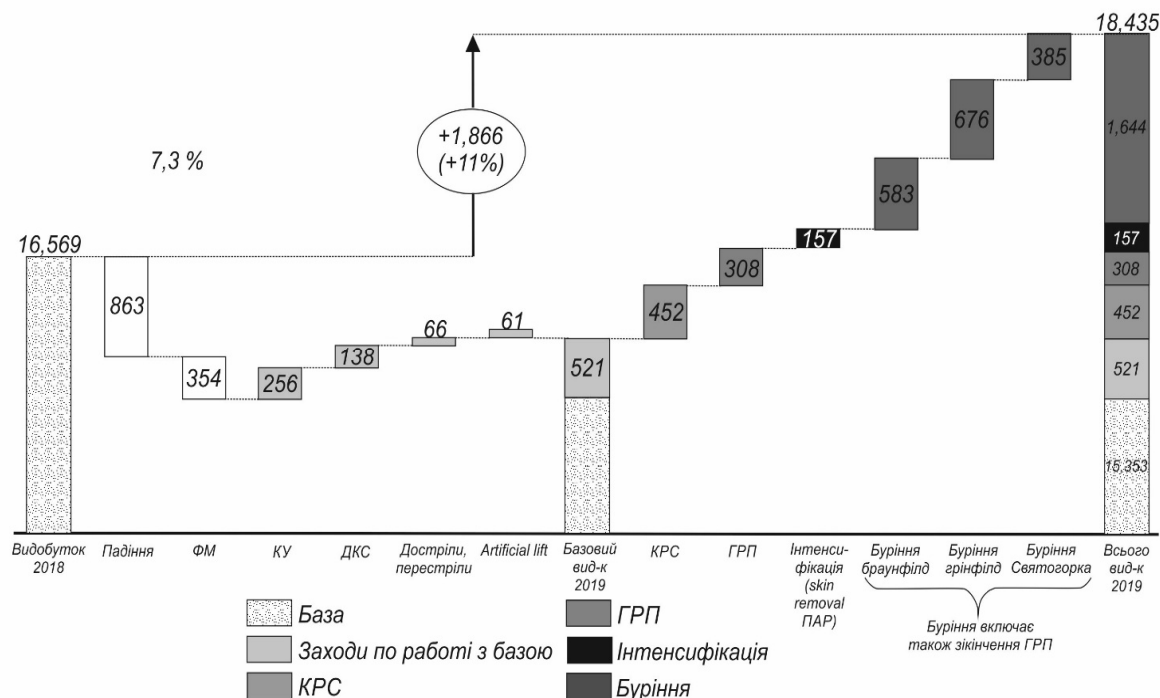


Рисунок 1 – Кількісна структура геолого-технічних заходів, спрямованих на нарощування видобутку

Отже як впливає з аналізу оптимізація роботи наявного фонду свердловин є важливою задачею, тому потребує суттєвого системного аналізу науково-технічної інформації, яка на даний момент є суттєво розрізною і потребує систематизації в частині комплексного підходу як до поточного ремонту свердловин, так і оптимізації робочих тисків.

Новою рисою комплексного підходу стає впровадження комерційного програмного забезпечення, що дозволяє об'єднати окремі моделі пластів, трубопроводів, ГЗП та ЦГП та економічні показники з метою отримання оптимального рішення. Такий комплексний підхід до моделювання процесу родовища був використаний в програмному пакеті комплексу Avocet (Schlumberger), що являє собою сполучене рішення, що пов'язує пласт (програма моделювання пласта Eclipse), вибій свердловини і наземну інфраструктуру (програма аналізу системи видобутку PipeSim) з пунктом підготовки нафти і газу (програма Nysys) в єдиний простір управління розробкою родовища [17].

Моделльне середовище дозволяє графічно поєднувати результати на кожному з етапів, що забезпечить покрокове ітераційне рішення для прогнозування характеристик родовища на протязі усього циклу розробки із забезпечення виконання граничних умов на кожному із циклів розробки. Один із розрахунків визначає дебїти та тиски, що можуть бути досягнуті в пластових умовах, другий – ті самі параметри, але в системі видобутку газу. Обидва розрахунки продовжуються доти, поки дебїт і тиски в обох сполучених системах не будуть узгоджуватись (рисунок 2).

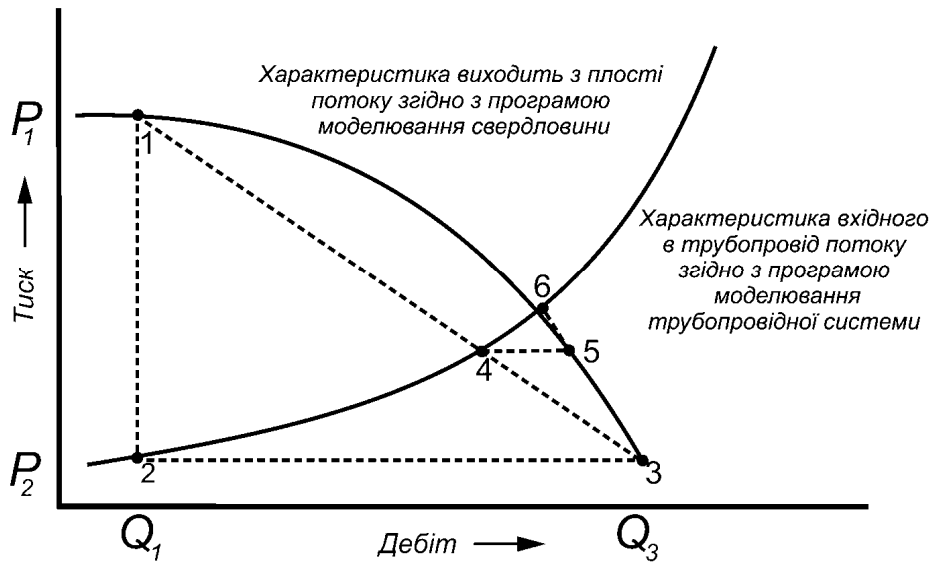


Рисунок 2 – Сполучення і узгодження системи «пласт – вибій» та «вибій – УКПГ»

Цей метод описується як метод нахилу хорд. Для моделювання роботи свердловини за допомогою цього алгоритму граничний вибійний тиск P_1 використовується в якості першого наближення для знаходження відповідного дебіту Q_1 . Величина Q_1 передається програмному моделюванню трубопроводу для розрахунку тиску на його вході P_2 , що відповідає цьому дебіту. Величина P_2 потім передається в програму моделювання пласта для визначення дебіту Q_3 , при заданому вибійному тиску. Хорда, що поєднує ці дві точки, буде відображати показник продуктивності, що експортується в програму моделювання трубопровідної мережі, де його буде використано для отримання точки 4. Цей ітераційний процес має продовжуватись доти, поки не буде досягнуто збіжності отриманих результатів в точці 6. В даній точці, вибійний тиск і дебіт з пласта є узгодженими з тисками і пропускну здатністю трубопроводів, і, відповідно, система є збалансованою і можливо переходити до розрахунків наступного кроку по тиску. Метод нахилу хорд потребує виконання великої кількості ітерацій і підходить не усім нафтогазовим родовищам, але ефективніше зв'язує показники розробки, ускладнення в роботі свердловин і зміну конфігурації наземної інфраструктури між собою, ніж розрізнені технічні рішення, проаналізовані вище.

Найважливішим момент є вибір точки сполучення систем – вузлових точок:

- для системи «пласт – вибій» це має бути вибій свердловин;
- для системи «газозбірна система–ЦГП»–груповий газозбірний пункт.

Поруч із вибором вузлової точки на збіжність результатів розрахунку впливатиме вибір обмежень на склад флюїду. Для продуктивних горизонтів, в яких вплив складу флюїду на характеристики потоку не є критичним, можливо використати трьохкомпонентну модель (як приклад – Eclipse Blackoil), яка припускає, що пласт містить три компоненти в системі: нафту, газ і воду. При наявності великої кількості важких рідких вуглеводнів, що конденсуються з газового потоку, доцільно змінити систему на мультикомпонентну.

Для складних вуглеводневих систем застосовують мультикомпонентне композиційне моделювання, що враховує поведінку флюїдів при різних тисках і температурах

відповідно до рівняння стану природного газу. Така модель може видатись найбільш відповідною для систем, що містять конденсати, легкі та важкі нафти, а також ті, що розробляються третинними методами із витісненням одного флюїду іншим флюїдом шляхом закачування газу.

Більша частина світового видобутку вуглеводнів припадає на багаточисельні родовища, що знаходяться на континентальній території і розробляються декілька десятиріч. Яскравим прикладом є Українські родовища, на яких вузловий аналіз в повній мірі ще не застосовувався, тому в цій роботі наведемо аналогове порівняння із світовою практикою, що висвітлено в роботі [18], а саме комплексі Сан-Мануель (San Manuel), що розробляється і оперується компанією PEMEX. Комплекс розміщено на перетині пагорбів в 160 км південніше Вільєрмоси (Мексика) і був введений в експлуатацію 25 років назад. Обсяг видобутку газу та нафти на ньому складає 7,9 млн. м³/добу та 2080 тис. м³/добу відповідно. Комплекс обладнано шістьма пунктами збору і підготовки вуглеводнів, на яких збирається нафта і газ з 65 експлуатаційних свердловин.

За останні роки на комплексі Сан-Мануеле стали виникати проблеми через те, що система розробки на початковому етапі проектувалась на більш високі темпи вилучення вуглеводнів з пласта, тому утворення скупчень газоконденstatів в порожнині внутрішньопромислових газопроводів стало значущою проблемою. Рельєфність траси прокладання внутрішньопромислових газопроводів, висока температура температури точок роси природного газу та низькі швидкості обумовили формування рідинних скупчень в природних пастках рідини нестабільного пробкового типу. Ці пробки чинили додатковий протитиск на попередніх ділянках системи, що знижувало дебіт за рахунок зростання робочих тисків і компанія PEMEX вимушена пропускати до 42 очисних операцій із очисними поршнями щорічно для одного трубопроводу.

Для вирішення завдання PEMEX та Schlumberger застосували комплексне рішення по симулюванню (моделюванню) режимів роботи родовища. Основною метою в такому завданні є розуміння динаміки роботи всього комплексу Сан-Мануеле, що містить діючий фонд свердловин, групові та центральні пункти збору і комплексної підготовки нафти і газу із системою внутрішньопромислових трубопроводів, і покращити його експлуатаційні характеристики. Для інтеграції окремих систем скомбіновано роботу двох програм Eclipse Petrel та PipeSim в програмному середовищі Avocet [19].

Якість результатів моделювання суттєво залежить від якості вхідних даних, які мають бути використані:

- бази даних по свердловинам родовища;
- бази даних по внутрішньопромисловим трубопроводам різного призначення, включаючи їх технічну характеристику, географічне положення і розміщення на місцевості;
- бази даних по пунктам збору і підготовки вуглеводнів
- бази даних по режимам роботи свердловин, трубопроводів і пунктам збору і підготовки газу і нафти;
- бази даних по властивостям флюїдів.

Зазначені бази даних були використані для під час моделювання дебітів свердловин із перевіркою їх збіжності за результатами контрольних замірів, що склала 5,9 % для нафтових свердловин і 1,6 % для газових. При досягнутій збіжності результатів було розроблено декілька альтернативних варіантів оптимізації скорочення витрат, усунення проблемних питань і нарощування видобутку вуглеводнів. Ці варіанти ранжувались за прибутком, зниженню затрат на видобуток вуглеводнів і витратам на їх реалізацію. За результатами динамічного моделювання був вироблений конкретний перелік

можливостей, які б можливо було реалізувати з використанням наявних ресурсів без додаткових капіталовкладень (рисунк 3).

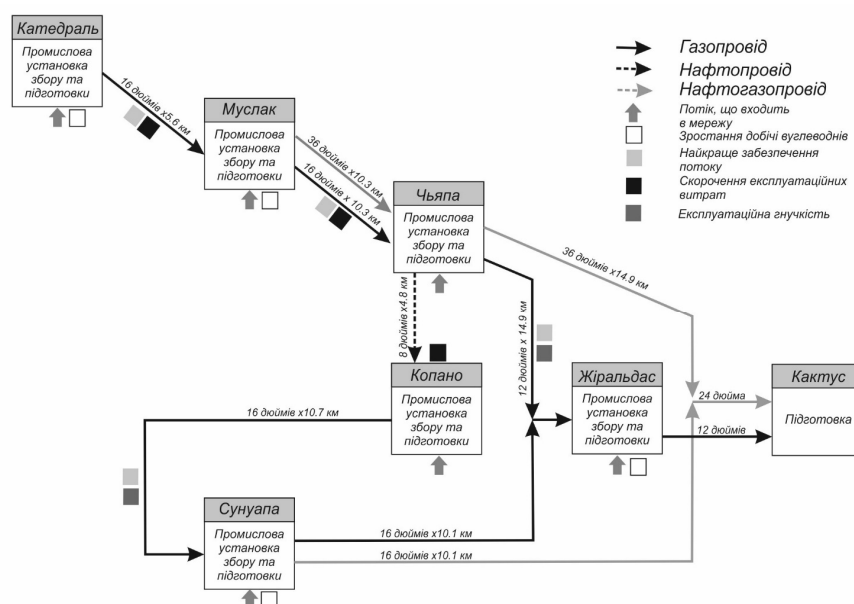


Рисунок 3 – Схема видобутку газу на комплексі Сан-Мануель

Система збору видобутої нафтогазопромислової продукції комплексу, що включає 6 установок збору та підготовки, на яких здійснюється також компримування, замір і прокачування газу і нафти, була піддана симуляційному моделюванню, в результаті якого отримано покращення, виділені червоним ромбом:

- обхід сепараторів високого тиску на установці Катедраль (Catedral);
- переведення газопроводу Dn400 на прокачування багатофазового середовища, що значно підвищило його завантаження і нівелювало необхідність частоті періодичної очистки;
- зменшення вхідного тиску на сепараторах Копано (Corano), що дало змогу знизити робочі тиски у підвідних шлейфах.

В підсумку щорічні витрати компанії знизились на 600 тис. \$США, загальний видобуток прініс додаткових 35 млн. \$США [20].

Фактично досягнуті результати вплинули лише на зниження робочого тиску на гирлі свердловин за рахунок обходу високонапірних сепараторів до 3,3 МПа, що призвело збільшення видобутку нафти на 240 м³/доба, газу – 143,0 м³/доба. Іншим комплексним моментом стала перевірка термодинамічних умов експлуатації трубопроводів із визначенням місця конденсації важких вуглеводнів по профілю тиску-температури по їх довжині, що дало змогу встановлювати дренажі для їх відведення. Розраховано, що при зниженні температури сепарації на 20 °С вилучення рідких вуглеводнів зростає на 210 м³ і скорочує частоту операцій з очистки на 90 %.

Недолік цього проекту стала концентрація розробників на моделюванні наземної інфраструктури без оцінки можливостей нарощування видобутку газу за рахунок зменшення протитиску на вибій свердловини гідростатичним стовпом рідини і оцінки їх реакції на впровадження методів механізованого видобутку.

Аналогічно, ефективність впровадження заходів по оптимізації робочих тисків свердловин оцінено після пуску нового газопроводу з Тимофіївської групи родовищ в систему МГ Глинськ – ШДК, що фактично розвантажило ДКС Солоха на 2,3 млн.

м³/добу, вивільнивши резерв вільної потужності, яку зайняла суміш газів Опішнянського, Котелевського та Зах. Березівського ГКР. Попередньо газ з цих родовищ, після попередньої підготовки на власних газозбірних пунктах (УКПГ – установках комплексної підготовки газу) подавався напрямку на комплексну промисловому переробку із вхідним тиском 2,4 МПа, його перенаправлення на ДКС дозволило знизити вхідний тиск до 1,2 МПа. Блок-схему реалізації проекту представлено на рисунку 4.

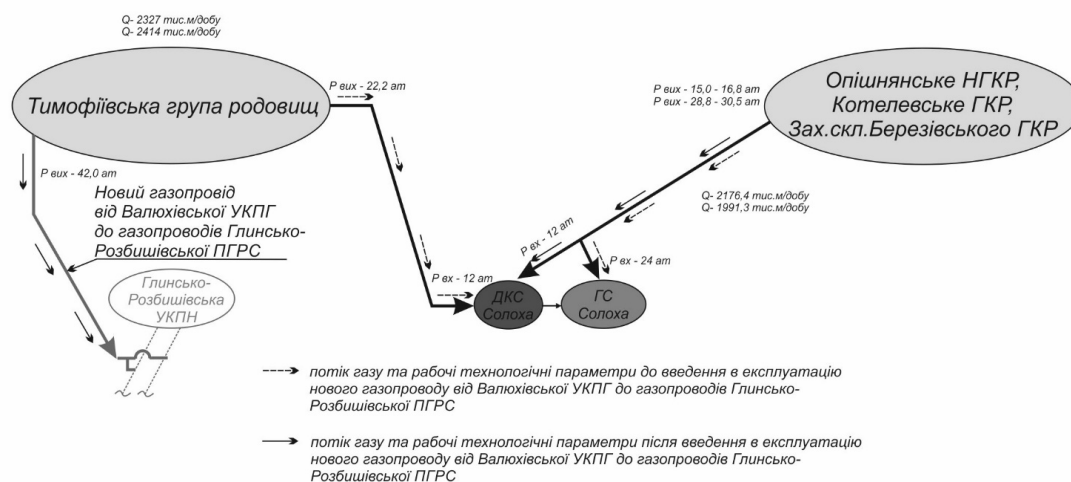


Рисунок 4 – Блок-схема реалізації проекту перенаправлення потоків

За місяць після пуску нового газопроводу і перенаправлення потоку з Котелевської групи родовищ на ДКС із новим робочим тиском оцінено ефективність прогнозування оптимізації робочого тиску із використанням симулятора PipeSim для тих свердловин, на яких не проводились додаткові методи інтенсифікації (зокрема термокислотна обробка пласта, виведення з КРС чи ГРП). Режими роботи цих свердловин станом на лютий 2018 р. – момент виконання розрахунку та липень 2018 р. – момент моніторингу роботи системи за місяць після пуску зведено до таблиці 2.

Результати збіжності даних представлено в таблиці 2, з якої видно, що станом на останній день моніторингу роботи і її фактичного виходу на квазістаціонарний режим різниця між прогнозним і фактичним результатом становить лише 3,3 % в загальному, але суттєво різняться по окремим родовищам із збільшенням похибки до 50 %.

Таблиця 2 – Порівняння прогнозних і фактичних даних оптимізації робочих тисків свердловин

Назва родовища	Середньодобовий дебіт газу зважений за місяць, тис. м ³ /добу			Середньодобовий дебіт газу станом на 19 липня (опитувач), тис. м ³ /добу	Приріст середньодобового дебіту газу фактичний, тис. м ³ /добу	Приріст середньодобового дебіту газу спрогнозований, тис. м ³ /добу
	На момент проведення розрахунків, лютий (опитувач)	До переключення, з 1 по 26 червня (опитувач)	Після переключення, з 28 червня по 19 липня (опитувач)			
Опішнянське НГКР	612,1	628,5	683,1	699,5	54,6	44,2
Зах. скл. Березівського ГКР	532,4	536,8	575,4	590,0	38,6	59,0
Котелевське ГКР	892,9	826,0	857,5	886,9	31,5	88,2
Всього:					124,7	191,4

Такі недоліки в проаналізованих вітчизняних та закордонних технічних рішеннях дають змогу обрати удосконалити існуючі методи оптимізації видобутку шляхом комплексного підходу до вирішення питання оптимізації роботи системи «вибій свердловин – (груповий газозбірний пункт – ГЗП) – центральний газозбірний пункт – ЦГП)», врахувавши як вплив змін в наземній інфраструктурі на видобуток вуглеводнів, так і вплив підземної частини на протитиск в системі збору і міжпромислового транспортування вуглеводнів.

Висновки. Систематизація, аналіз науково-технічної інформації з питань нарощування видобутку вуглеводнів шляхом оптимізації робочих тисків і роботи свердловин дають змогу сформулювати перелік задач, що слід вирішити з метою оптимального планування геолого-технічних заходів з підтримання базового видобутку газу і його збільшення.

1. Аналіз існуючих моделей багатофазових потоків в вертикальних і горизонтальних трубах з метою визначення найбільш оптимальної для опису процесу за критеріями відповідності в першому наближенні та відповідно до фактичних умов експлуатації в наступних.

2. Вибір математичних моделей, що описують рух газорідного флюїду від вибою свердловини до групового газозбірного пункту і центрального газозбірного пункту, враховуючи фактичний стан системи «вибій свердловини – ГЗП – ЦГП».

3. Розробка фізичної моделі системи, що включає підмоделі свердловини, флюїду, газозбірної системи, системи міжпромислового транспортування із обранням точок сполучення (вузлових точок): вибій свердловини та ГЗП.

4. Оптимізація роботи фізичної моделі системи з оцінкою відгуку по дебіту свердловин на чинники впливу: оптимізація робочих тисків та наземної інфраструктури, розвантаження свердловини по рідині різними методами, зміна технічної характеристики ліфтових труб.

Література

1. Bratakh M.I., Toporov V.G., Romanova V.V. Enhanced hydrocarbon recovery. Students manual. – Kharkiv, 2015 – 120 с.
2. Бойко В.С. Довідник з нафтогазової справи / Бойко В.С., Кондрат Р.М., Яремійчук Р.С.. – Київ: Львів, Івано-Франківський державний технічний університет нафти і газу, 1996. – 620 с.
3. Лутошкин Г.С. Сбор и подготовка нефти, газа и воды / Г.С. Лутошкин, Изд. 2 перераб. и доп., Москва : Изд-во Недр, 1979. – 319 с.
4. Братах М.І. Динаміка рідинних формувань в порожнині міжпромислового газопроводу / М.І. Братах, І.М. Рузіна, А.В. Соболева. // Питання розвитку газової промисловості України. – 2009. – №37. – С. 287–293.
5. Оптимізація розробки газоконденсатних родовищ в умовах низьких робочих тисків Є.С. Бікман, к.т.н., І.А. Медведєв, С.І. Сегеда, К.С. Курочкін, (ДП УкрНДІгаз філія Д К «Укргазвидобування»), м. Харків – Компрессорное и энергетическое машиностроение №3(25), сентябрь 2011 – с. 34–36.
6. Оптимізація роботи свердловин наріжнлянського та юліївського нгкр – В.Б. Воловецький, О.М. Щирба, В.В. Величко, О.Ю. Витязь, Я.В. Дорошенко – ISSN 1993–9973. Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. 2013. № 4(49) – с. 127–136.

7. Оптимізація схем вилучення інертних та кислих газів з товарного потоку Григор'єва О.С., Хімченко С.А., Малишко Р.В., Мудрак В.І. ISSN 2079 – 1747 Машинобудування, 2016, №18 – с. 66–75.
8. Кондрат Р.М., Кондрат О.Р. Комплексна технологія збільшення вуглеводневилучення з виснажених газоконденсатних родовищ. Наука та інновації науково-практичний журнал – №5, 2005 р.
9. Системний аналіз динаміки об'ємів видобутку газу з родовищ на завершальній стадії їх розробки Фик І.М., Хакар Махмоод Б.М., Топоров В.Г – Інтегровані технології та енергозбереження.– 2015. – с. 60–68.
10. Наукові основи підвищення ефективності розробки газоконденсатних родовищ України І.М. Фик, І.Й. Рибчич – Наука та інновації.2005.Т 1.№ 5. С. 40–49.
11. Improvement of technological and mathematical model for the medium-term prediction of the work of a gas condensate field Mykhailo Kutia, Mykhailo Fyk, Oleg Kravchenko, Stefan Palis, Ilya Fyk/ Eastern-European Journal of Enterprise Technologies 5 (8 (83)), 40-48 /ISSN (print) 1729-3774, ISSN (on-line) 1729–4061 Vol 5, No 8 (83) (2016) DOI: <http://dx.doi.org/10.15587/1729-4061.2016.80073>
12. Бойко В.С. Довідник з нафтогазової справи / В.С. Бойко, Р.М. Кондрат, Р.С. Яремійчук., 1996. – 620 с. – (Львів).
13. Промисловий експеримент альтернативної.... Available from: https://www.researchgate.net/publication/324278535_Promislovij_eksperiment_alternativnoi_logistiki_regionalnogo_vidobuvanna_zaliskovih_zapasiv_ta_zberiganna_prirodnogo_gazu [accessed Aug 16 2018].
14. Beggs HD: Production optimization using Nodal TM Analysis. Tulsa:OGCI Publication, 1991.
15. Dempsey J.R., Patterson J.K., Coats K.H. and Brill J.P. An Efficient model for evaluating gas field gathering system design – Journal of Petroleum Technology 23, #9 – 1971 – 1067–1073.
16. Правила розробки нафтових і газових родовищ - Наказ Міністерства екології та природних ресурсів України 15.03.2017 № 118 – 63 с.
17. Barroux C.C., Duchet-Scchaux P, Samier P and Nabil R Linking Reservoir and Surface Simulation: How to improve the coupled Solution, paper SPE 65159, presented at the SPE European Petroleum Conference, Paris, October 24–25, 2000.
18. Оптимизация добычи от продуктивного пласта до пункта подготовки нефти и газа. Єлвин Барбер, Мак Е. Шиппен, Хуан Крус Веласкес, Аарон Марино Гарридо Єрнандес, Ханс Єрик Хлумен, Санджай Куман Мойтра, Фернандо Е. Моралес, Скотт Рафаель, Боб Савє, Ян Ричард Сагли, Майк Веббер, - Нефтегазовое обозрение. 2007–2008,– с. 22–37.
19. Morales FL, Cruz Velazquez J and Garrido Hernandez A. Integration of production and process facilities models in a single simulation tool. –Paper SPE 109260, presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Anaheim, California, USA, November 11–14, 2007.
20. Garrido AM, Morales F and Cruz J Brownfields benefit from integrated models, E&P (Nov. 27): 51–55.

Bibliography (transliterated)

1. Bratakh M.I., Toporov V.G., Romanova V.V. Enhanced hydrocarbon recovery. Students manual. – Kharkiv, 2015 – 120 p.

2. Boyko V.S. Dovidnik z naftogazovoyi spravi / Boyko V.S., Kondrat R.M., Yaremlychuk R.S. – Kiyiv: Lviv, Ivano-Frankivskiy derzhavniy tehniichnyi universitet nafti i gazu, 1996. – 620 p.
3. Lutoshkin G.S. Sbor i podgotovka nefti, gaza i vody / G.S. Lutoshkin, Izd. 2 pererab. i dop., Moskva : Izd-vo Nedra, 1979. – 319 p.
4. Bratah M.I. Dinamika ridinnih formuvan v porozhnini mizhpromislovogo gazoprovodu / M.I. Bratah, I.M. Ruzina, A.V. SobolEva. // Pitannya rozvitku gazovoyi promislivosti Ukraini. – 2009. – #37. – P. 287–293.
5. Optimizatsiya rozrobki gazokondensatnih rodovisch v umovah nizkih robochih tiskiv E.S. Bikman, k.t.n., I.A. Medvedev, S.I. Segeda, K.S. Kurochkin, (DP UkrNDIgaz filiya D K «Ukrgazvidobuvannya»), m. Harkiv – Kompresornoe i energeticheskoe mashinostroenie #3(25), sentyabr 2011 – p. 34–36.
6. Optimizatsiya roboti sverdlavin narizhnyanskogo ta yuliyivskogo ngkr – V.B. Volovetskiy, O.M. Schirba, V.V. Velichko, O.Yu. Vityaz, Ya.V. Doroshenko – ISSN 1993–9973. Rozvidka ta rozrobka naftovih i gazovih rodovisch. 2013. # 4(49) – p. 127–136.
7. Optimizatsiya shem viluchennya inertnih ta kislih gaziv z tovarnogo potoku Grigor'Eva O.S., Himchenko S.A., Malishko R.V., Mudrak V.I. ISSN 2079 – 1747 Mashinobuduvannya, 2016, #18 – p. 66–75.
8. Kondrat R.M., Kondrat O.R. Kompleksna tehnologiya zbilshennya vuglevodneviluchennya z visnazhenih gazokondensatnih rodovisch. Nauka ta innovatsiyi naukovopraktichniy zhurnal – #5, 2005 r.
9. Cisterniy analiz dinamiki ob'Emiv vidobutku gazu z rodovisch na zavershalniy stadiyi yih rozrobki Fik I.M., Hakar Mahmood B.M., Toporov V.G – Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya.– 2015. – p. 60–68.
10. Naukovi osnovi pidvischennya effektivnosti rozrobki gazokondensatnih rodovisch Ukraini I.M. Fik, I.Y. Ribchich – Nauka ta Innovatsiyi. 2005. T 1. # 5. P. 40–49.
11. Improvement of technological and mathematical model for the medium-term prediction of the work of a gas condensate field Mykhailo Kutia, Mykhailo Fyk, Oleg Kravchenko, Stefan Palis, Ilya Fyk/ Eastern-European Journal of Enterprise Technologies 5 (8 (83)), 40-48 /ISSN (print) 1729-3774, ISSN (on-line) 1729-4061 Vol 5, No 8 (83) (2016) DOI: <http://dx.doi.org/10.15587/1729-4061.2016.80073>
12. Boyko V.S. Dovidnik z naftogazovoyi spravi / V.S. Boyko, R.M. Kondrat, R.S. Yaremlychuk., 1996. – 620 p. – (Lviv).
13. Promisloviy eksperiment alternativnoyi.... Available from: https://www.researchgate.net/publication/324278535_Promislovij_eksperiment_alternativnoi_logistiki_regionalnogo_vidobuvanna_zaliskovih_zapasiv_ta_zberiganna_prirodnogo_gazu [accessed Aug 16 2018].
14. Beggs HD: Production optimization using Nodal TM Analysis. Tulsa: OGCI Publication, 1991.
15. Dempsey J.R., Patterson J.K., Coats K.H. and Brill J.P. An Efficient model for evaluating gas field gathering system design – Journal of Petroleum Technology 23, #9 – 1971 – 1067–1073.
16. Pravila rozrobki naftovih i gazovih rodovisch – Nakaz Ministerstva ekologiyi ta prirodnih resursiv Ukraini 15.03.2017 # 118 – 63 p.
17. Barroux C.C., Duchet-Scchaux P, Samier P and Nabil R Linking Reservoir and Surface Simulation: How to improve the coupled Solution, paper SPE 65159, presented at the SPE European Petroleum Conference, Paris, October 24–25, 2000.

18. Optimizatsiya dobichi ot produktivnogo plasta do punkta podgotovki nefiti i gaza. Elvin Barber, Mak E. Shippen, Huan Krus Velaskes, Aaron Marino Garrido Er-nandes, Hans Erik Hlumen, Sandzhay Kuman Moytra, Fernando E. Morales, Skott Ra-fael, Bob SavE, Yan Richard Sagli, Mayk Vebber, - Neftegazovoe obozrenie. 2007–2008,– p. 22–37.

19. Morales FL, Cruz Velazquez J and Garrido Hernandez A. Integration of production and process facilities models in a single simulation tool. –Paper SPE 109260, presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Anaheim, California, USA, November 11–14, 2007.

20. Garrido AM, Morales F and Cruz J Brownfields benefit from integrated models, E&P (Nov. 27): 51–55.

УДК 622.691.4

Романова В.В., Сафаа Тхарват

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ОПТИМИЗАЦИИ ДЕЙСТВУЮЩЕГО ФОНДА СКВАЖИН И НАЗЕМНОЙ ИНФРАСТРУКТУРЫ НА ОБЪЕМЫ ДОБЫЧИ

Работа посвящена определению эффективности оптимизации рабочего давления на устье скважин месторождений на завершающей стадии разработки, как одного из геолого-технологических мероприятий, направленных на поддержание базовой добычи углеводородов. В статье широко проанализированы известные методы оптимизации добычи углеводородов, на основе чего установлено тесную взаимосвязь между режимами работы поверхностной и подземной части месторождения, а также указано, что их влияние должно рассматриваться комплексно. Кроме того, авторами проанализирован зарубежный и отечественный опыт моделирования режимов работы месторождений в условиях понижения рабочего давления при помощи прогрессивного программного обеспечения. Такой анализ подтвердил необходимость применения комплексного подхода к оптимизации работы истощенных месторождений с решением представленных авторами задач для достижения наилучшего результата.

Romanova V.V., Safaa Tharvat

EVALUATION OF HYDROCARBONS PRODUCTION CHANGES CAUSED BY WELLS AND SURFACE EQUIPMENT OPTIMIZATION

The article determines the efficiency of wellhead pressure optimization for the field at the final stage of development as one of the geological and technical activities forwarded to boosting the hydrocarbons production. Known methods used for boosting the production were analyzed in this work and strong interrelation between surface and underground parts of the fields was identified which led to the conclusion that impact of both parts must be considered in complex. Moreover, using modern simulation software authors analyzed foreign and local experience in modelling of flows and reaction of the wells in a case of pressure decreasing. Such analysis justified the needs of complex decisions to be implemented for optimization of the development of depleted fields with taking into consideration tasks proposed by authors.

УДК 66.045.01

Арсеньев П.Ю.¹, аспирант, ТОВАЖНЯНСКИЙ Л.Л.¹, д. техн.наук, профессор,
Перевертайленко А.Ю.², ст.научный сотрудник,
Капустенко П.А.², к.техн.наук, профессор, Арсеньева О.П.¹, д. техн.наук, профессор

¹ *Национальный технический университет
"Харьковский политехнический институт", Харьков, Украина*

² *АО "Содружество-Т", Харьков, Украина*

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СВАРНОГО ПЛАСТИНЧАТОГО ТЕПЛООБМЕННОГО АППАРАТА ДЛЯ КОЛОННЫ СИНТЕЗА АММИАКА

Ключевые слова: теплообменник, колонна, аммиак, математическая модель.

Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) широко применяются в промышленности, и обладают компактной конструкцией. Однако использование стандартных ПТА разборной конструкции ограничено диапазонами их применения по давлению и температуре. Конструкция сварных ПТА (СПТА) позволяет существенно расширить диапазон их применения. В данной работе рассматривается СПТА уникальной конструкции, разработанный для использования при высоком давлении (до 32 МПа) и температуре (до 520 °С) в колонне синтеза аммиака. Исследуемый СПТА состоит из пакета круглых гофрированных пластин диаметром 6,26 м, сваренных вместе для формирования каналов для движения холодного и горячего теплоносителя. Многоходовость обоих потоков с организацией противоточного движения теплоносителей обеспечивается особой конструкцией коллекторов СПТА. В статье представлена математическая модель СПТА, которая позволяет выполнять тепловой и гидравлический расчет для определенных технологических условий, а также производить расчеты СПТА с определенными параметрами его конструкции. Применимость предложенных уравнений и разработанная математическая модель подтверждается сравнением с экспериментальными данными. Обсуждается возможность использования СПТА вместо кожухотрубчатого аппарата позволяет сократить объем, занимаемый теплообменником в колонне синтеза аммиака, и позволяет увеличить объем катализатора. Это приводит к увеличению производства аммиака на 15 %.

Введение. Эффективная рекуперация тепла позволяет повысить эффективность использования энергии, сократить потребление топлива и уменьшить выбросы парниковых газов [1]. Для повышения рекуперации необходима интенсификация процесса теплопередачи в теплообменных аппаратах [2]. Одним из видов компактного теплообменного оборудования с высокими коэффициентами теплопередачи являются пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА), принципы конструирования и дизайна которых рассматриваются в литературе, например в [3]. Традиционно ПТА были разработаны для пищевой промышленности, и впоследствии нашли широкое применение во многих других областях промышленности, демонстрируя более высокие показатели теплопередачи, чем для кожухотрубчатых теплообменных аппаратов. Это подтверждается рядом исследований, например, в работе [4] при расчете пластинчатых теплообменников полученная стоимость ПТА была на 15 % и более ниже стоимости кожухотрубчатого аппарата при одинаковых условиях их эксплуатации. Однако при использовании раз-

борной конструкции ПТА, вследствие применения эластомерных прокладок, их использование возможно при давлениях до 25 бар и температурах до 180 °С, при этом рабочие жидкости должны быть не агрессивными к материалу прокладок. Чтобы расширить диапазон применения, были разработаны ПТА паяной и сварной конструкции. При этом эластомерные прокладки между пластинами отсутствуют, что позволяет значительно расширить диапазон применения ПТА при высоких температурах и давлениях.

В данной статье представлен сварной ПТА специальной конструкции, разработанный для применения в колонне синтеза аммиака. Особенности его использования являются высокая температура (до 520 °С) и давление (до 32 МПа). Рассматриваемый аппарат состоит из пакета круглых пластин со специальной формой гофрировки, представленной на рис. 1. При этом пластины сварены вместе и помещены в металлический кожух (рис. 2), образуя ряд каналов для движения холодного и горячего теплоносителей. Многоходовое движение обоих потоков с общим противотоком организовано благодаря специальной конструкции сварных коллекторов. Движение двух потоков в одном блоке осуществляется в поперечном направлении, что существенно отличается от организации движения теплоносителей в обычном ПТА. С гидравлической точки зрения поток поступает в канал через почти полное поперечное сечение, в то время как в каналах разборного аппарата он поступает из распределительного коллектора меньшего диаметра по сравнению с шириной канала. Усовершенствованное распределение потока вызывает значительно меньшее локальное гидравлическое сопротивление в портах сварного ПТА и обеспечивает равномерное распределение потока по ширине канала. Однако перекрестное течение потоков приводит к уменьшению средней разности температур в одном ходе сварного ПТА по сравнению с противотоком в разборном аппарате. При конструировании сварного ПТА необходимо учитывать перекрестное движение теплоносителей в одном ходе для определения теплопередачи во всем аппарате.

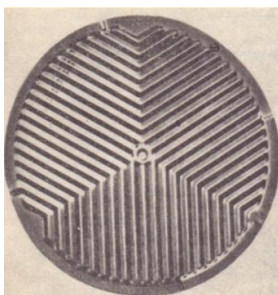


Рисунок 1 – Пластина сварного ПТА для колонны синтеза аммиака

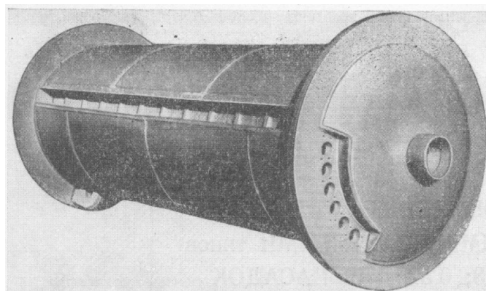


Рисунок 2 – Конструкция разработанного сварного ПТА

Математическая модель СПТА. Разработанный сварной ПТА для колонны синтеза аммиака изображен на рис. 2. Для движения теплоносителей конструкция аппарата предполагает различную геометрическую форму каналов по горячей и холодной стороне. Канал для движения холодного теплоносителя образован пластинами, одна из которых на площади 2/3 пластины имеет гофровку, направленную вдоль основного направления движения потока. При этом прилегающая пластина имеет гофрировку с углом наклона 60° к направлению движения основного потока. Средний угол гофрировки в этой области составляет 30° . На остальных 1/3 площади пластины угол гофрирования в направлении движения потока составляет 60° для двух соседних пластин. При этом средний угол наклона гофрировки в направлении потока равен $\beta_1 = 40^\circ$. Такая форма каналов необходима для облегчения сброса возможных загрязнений после катализатора, которые могут появиться при старении катализатора, в поток синтез-газа. Средний угол наклона гофрировки в канале для горячего потока равен $\beta_2 = 50^\circ$. Сварной ПТА имеет 8 проходов для горячего синтез-газа (каналы с $\beta_1 = 40^\circ$) и 4 прохода для холодного газа. Схема распределения потоков приведена на рис. 3. Зависимости для расчета теплопередачи и падения давления в одном проходе сварного ПТА с каналами такого типа были представлены в работе [5].

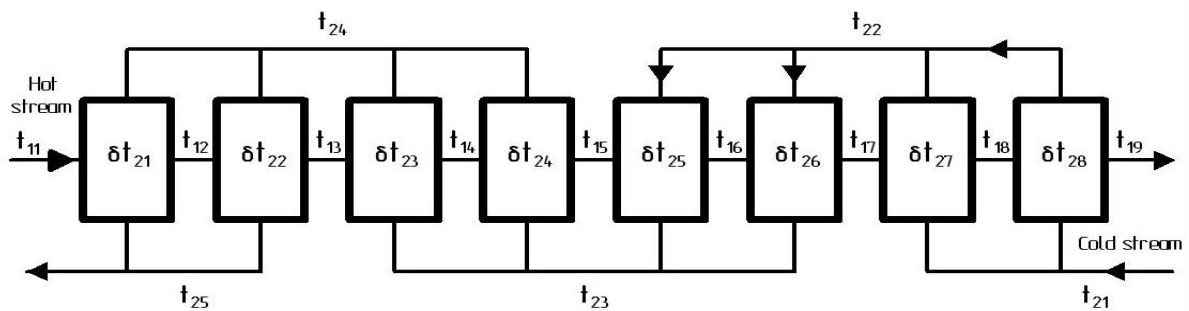


Рисунок 3 – Многоходовая схема движения теплоносителей в сварном ПТА

Распределение движения потоков по группам каналов, соответствующим ходам в ПТА, в значительной степени определяют значение коэффициента теплопередачи в сварном ПТА. В общем случае теплопередача в многоходовом аппарате может быть определена на основе системы алгебраических уравнений для каждого хода, предполагая равные условия движения теплоносителя во всех каналах в одном ходе и равномерное перемешивание жидкостей между ходами [6]. На рис. 3 представлена схема распределения потоков в теплообменном аппарате с четырьмя ходами и движением теплоносителей с общим противотоком. Эффективность передачи тепла такого теплообменного аппарата ε_T согласно [7], определяется следующим образом:

$$\varepsilon_T = - \left[\left(\frac{1 - \varepsilon_x \cdot R}{1 - \varepsilon_x} \right)^4 - 1 \right] \cdot \left[\left(\frac{1 - \varepsilon_x \cdot R}{1 - \varepsilon_x} \right)^4 - R \right]^{-1}, \quad (1)$$

где $R = G_1 c_{p1} / (G_2 c_{p2})$ - отношение теплоемкостей горячих и холодных потоков в сварном ПТА; c_{p1}, c_{p2} - удельные теплоемкости горячего и холодного потока соответственно, Дж/(кг·°C); G_1, G_2 - массовые расходы горячего и холодного теплоносителя соответственно, кг/с; ε_x - эффективность передачи тепла в одном ходе.

Один ход аппарата (рис. 3) состоит из двух блоков пластин, образующих один набор каналов для движения холодного потока, и два таких набора для горячего. Для первого хода слева (рис. 3) можно записать следующие зависимости изменения температуры горячего теплоносителя в первом δt_{11} и втором δt_{12} ходах:

$$\delta t_{11} = \Delta \cdot \varepsilon_0 \cdot R_0 ; \quad (2)$$

$$\delta t_{12} = (\Delta - \delta t_{11}) \cdot \varepsilon_0 \cdot R_0 , \quad (3)$$

где $\Delta = t_{11} - t_{24}$ - разность температур теплоносителей на входе в рассматриваемый ход; $R_0 = 0.5 \cdot R$ - отношение теплоемкостей горячего и холодного теплоносителей в каналах; ε_0 - эффективность передачи тепла в одном блоке пластин, соответствующем одному ходу, что в конкретном случае составляет 1/8 от общего количества пластин.

Эффективность передачи тепла в одном ходе, состоящем из двух ходов:

$$\varepsilon_x = \frac{t_{25} - t_{24}}{\Delta} = \frac{\delta t_{11} + \delta t_{12}}{R \cdot \Delta} = \varepsilon_0 - \varepsilon_0^2 \cdot \frac{R}{4} . \quad (4)$$

Анализ экспериментальных данных по исследованию модели сварного ПТА, имеющего один ход [5], позволил установить соотношение для расчета эффективности передачи тепла в одном блоке. При этом в каналах с меньшим углом наклона гофрировки используется зависимость для движения теплоносителя при $\beta_1 = 40^\circ$, а для определения эффективности передачи тепла в каналах с большим углом наклона гофрировки зависимость при $\beta_2 = 50^\circ$. Для расчета эффективности в блоке пластин применяется соотношение:

$$\varepsilon_0 = 1 - \exp \left[\frac{-1 + \exp(-R_0 \cdot NTU_0)}{R_0} \right] . \quad (5)$$

Число единиц теплопереноса в одном блоке пластин определяется при допущении о его равном распределении во всех ходах, $NTU_0 = NTU/8$. Общее количество единиц теплопереноса в сварном ПТА:

$$NTU = \frac{F_a \cdot U}{G_2 \cdot c_{p2}} . \quad (6)$$

Для расчета коэффициента теплопередачи U физические свойства жидкостей определяются для среднего значения температуры. Коэффициенты теплоотдачи по горячей h_1 и холодной стороне h_2 рассчитываются согласно зависимостям, представленным в работе [5].

$$U = \left(\frac{1}{h_1} + \frac{1}{h_2} + \frac{\delta_w}{\lambda_w} \right)^{-1} , \quad (7)$$

где δ_w - толщина стенки пластины, м; λ_w - теплопроводность металла пластины, Вт/(м·К).

Потеря давления в канале определяется как совокупность падения давлений на основном гофрированном поле и в зонах распределения потока на входе в канал и выходе из него. В работе [8] предложено использовать коэффициент локального гидравлического сопротивления ζ_{DZi} , и тогда падение давления в одном ходе можно вычислить согласно следующему соотношению:

$$\Delta p_i = \left(\zeta_i \cdot \frac{L}{d_e} \cdot \frac{\rho_i \cdot w_i^2}{2} + \zeta_{DZi} \cdot \frac{\rho_i \cdot w_{enx.i}^2}{2} \right) \cdot X_i, \quad (8)$$

где $w_{enx.i}$ - скорость на входе/выходе из канала, м/с; w_i - скорость теплоносителя в каналах, м/с; ρ_i - плотность теплоносителя, кг/м³; ζ_i - коэффициент трения в канале, рассчитанный согласно зависимости представленной в [3]. Коэффициенты локального гидравлического сопротивления в зонах распределения потока для рассматриваемых каналов сварного ПТА принимаются $\zeta_{DZ1}=11$ и $\zeta_{DZ2}=17$.

Соотношения (1)–(8) совместно с зависимостями, предложенными в работе [5] для одного хода сварного ПТА, полученных на основе экспериментальных исследований, представляют собой математическую модель сварного ПТА, и позволяют рассчитывать тепло-гидравлические параметры аппарата. Адекватность модели была подтверждена на основе данных, полученных для испытательного образца сварного ПТА, установленного в колонке синтеза аммиака.

Результаты испытаний сварного ПТА в промышленности. Испытательный образец сварного ПТА был установлен в колонне синтеза аммиака, работающей на заводе по производству аммиака.

Конструкция колонны представлена на рис. 4. Кожух сварного ПТА (1) и реактор (3) расположены в корпусе высокого давления (4) с внутренним диаметром 800 мм. Рабочее давление составляет 32 МПа, температура - 520 °С. Подаваемый газ поступает из верхней части колонны и проходит вниз через пространство между корпусом и кожухом и поступает на вход в сварной ПТА с температурой t_{21} . В теплообменном аппарате он нагревается до температуры t_{25} газом, выходящем из реактора. После выхода из сварного ПТА газ смешивается с потоком байпасного газа с температурой t_{b2} . Байпасный газ подается с низа колонны с температурой t_{b1} и поступает в зону смешивания через две специальные трубы, расположенным по сторонам сварного ПТА. После смешивания газ направляется в центральную трубу (5), из которой в верхнее пространство блока катализатора (3), и в область трубок, внутреннюю (9) и внешнюю (7), где он нагревается и после направляется в катализатор (8). После зоны катализатора (6) и коллектора (2) газ с температурой t_{11} поступает в сварной ПТА, где он охлаждается до температуры t_{19} и выходит внизу колонны.

Для измерения температуры на входе и выходе теплообменного аппарата использовались термопары хромель-алюмель, которые вводились в колонну через насадку специальной конструкции для работы при высоком давлении. Расход подаваемого газа и байпасного газа измерялся с помощью калиброванных расходомеров. Давление подаваемого и выходящего газов измерялось с помощью манометров высокого давления.

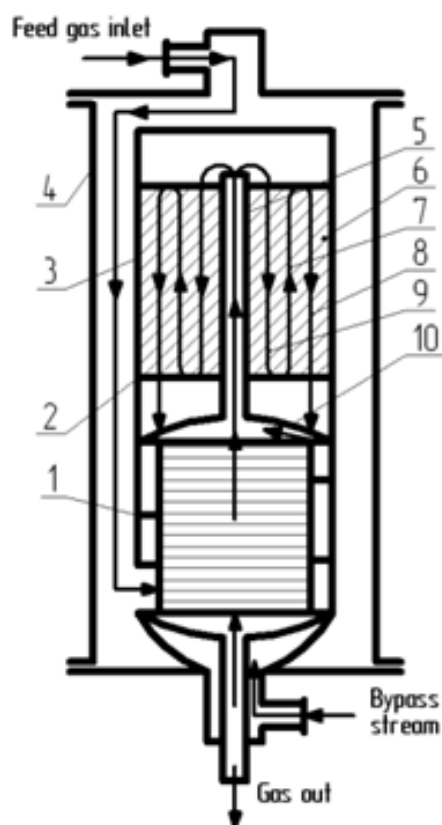


Рисунок 4 – Многоходовая схема движения теплоносителей в сварном ПТА

Основные геометрические параметры экспериментального образца сварного ПТА, гофрировки и межпластинных каналов представлены в таблице 1. Результаты трех испытаний (без байпасного потока) и расчетные значения теплопередачи в сварном ПТА представлены в таблице 2. Физические свойства смеси водород-азот с аммиаком приняты согласно данным работы [9]. Экспериментальное значение эффективности передачи тепла в аппарате рассчитывался согласно выражению:

$$\varepsilon_{TE} = \frac{t_{25} - t_{21}}{t_{11} - t_{21}}. \quad (9)$$

Значения эффективности передачи тепла, рассчитанные для экспериментальных данных по выражению (9), хорошо согласуются с результатами вычислений по зависимости (1). Это подтверждает точность предложенной математической модели и ее применимость для проектирования сварных ПТА специальной конструкции, рассматриваемой в данной работе.

Сварной ПТА специальной конструкции был установлен вместо кожухотрубчатого теплообменного аппарата с площадью поверхности теплопередачи 148 м² и длиной 3000 мм. Сварной ПТА имеет вес 1694 кг вместо 2992 кг кожухотрубчатого теплообменника и занимает 0,96 м³, что на 0,48 м³ меньше. Свободное пространство можно использовать для увеличения загрузки катализатора в колонне, что ведет к 15 % увеличению производительности по аммиаку.

Таблица 1 – Параметры тестируемого сварного ПТА

Общая площадь поверхности теплообмена, $F_a, \text{м}^2$	114,2	Теплопроводность стенки, $\lambda_w, \text{Вт/(м·К)}$	16
Количество пластин, N_p	359	Высота гофры, $b, \text{м}$	0,004
Площадь поверхности теплопередачи одной пластины, $F_p, \text{м}^2$	0,32	Шаг гофры, $S, \text{м}$	0,018
Высота сварного ПТА, м	1,82	Средняя ширина канала, $W_{ch}, \text{м}$	0,55
Площадь поперечного сечения одного канала, $f_{ch}, \text{м}^2$	0,0022	Эквивалентный диаметр канала, $d_e, \text{м}$	0,008
Наружный диаметр пластины, $D_o, \text{м}$	0,626	Угол наклона гофрировки для горячего потока, $\beta_1, \text{град}$	40
Толщина пластины, $\delta_w, \text{м}$	0,001	Угол наклона гофрировки для холодного потока, $\beta_2, \text{град}$	50
Материал пластины	AISI 304	Ширина входа (выхода) канала, $W_{enx}, \text{м}$	0,4

Таблица 2 – Результаты испытаний сварного ПТА в промышленности

	Опыт №1	Опыт №2	Опыт №3
Расход газа, кг/с	5,55	5,54	4,39
Температура входа горячего газа $t_{11}, ^\circ\text{C}$	496	495	487
Температура выхода горячего газа $t_{19}, ^\circ\text{C}$	190	198	195
Температура входа холодного газа $t_{21}, ^\circ\text{C}$	78	75	82
Температура выхода холодного газа $t_{25}, ^\circ\text{C}$	373	380	389
Давление при входе в колонну $P_{in}, \text{МПа}$	30	29	30
Давление на выходе колонны $P_{out}, \text{МПа}$	28,5	27,5	28,5
Концентрация аммиака в холодном подаваемом газе, $\%\text{mol}$	3,3	3,3	3,3
Концентрация аммиака в горячем газе, $\%\text{моль}$	17,2	17,2	17,2
Расчетная температура выхода холодного газа $t_{25calc}, ^\circ\text{C}$	382,5	380,9	381,2
Расчетный коэффициент теплопередачи $U, \text{Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$	1146	1145	970
Число единиц теплопереноса NTU (расчетное)	6,46	6,45	6,91
Эффективность передачи тепла ε_T (расчетная)	0,729	0,728	0,739
Эффективность передачи тепла ε_{TE} (экспериментальная)	0,706	0,726	0,758
Расхождение, $\%$	-3,2	0,32	2,5
Эффективность теплопередачи с противоточным течением потока ε_{Tcc}	0,841	0,840	0,847
Потери эффективности за счет перекрестного потока, $\%$	13,2	13,2	12,8

В то же время перекрестное движение теплоносителей в одном ходе сварного ПТА является определяющим для расчета теплопередачи в аппарате. Для определения эффективности передачи тепла использовали следующую зависимость из работы [10] для полного противотока:

$$\varepsilon_{Tcc} = \frac{1 - \exp[-NTU \cdot (1 - R)]}{1 - R \cdot \exp[-NTU \cdot (1 - R)]}. \quad (10)$$

Сравнение общей эффективности передачи тепла ε_T со значением для чистого противотока на 13 % меньше. Анализ зависимости (4) указывает на то, что некоторое снижение эффективности передачи тепла за один проход объясняется наличием двух ходов с несимметричным распределением теплоносителей (2 хода для горячего потока

и 1 ход для холодного потока). Из этого можно сделать вывод, что симметричное распределение потоков с одинаковым количеством ходов для обоих теплоносителей более предпочтительно, даже при перекрестном движении сред в отдельных каналах. Однако из-за конструктивных особенностей, или условий работы (в нашем случае, необходимость в удалении отложений катализатора вместе с горячим газом), необходимо выбирать конструкцию с неодинаковым количеством ходов. В этом случае требуется оптимизация распределения ходов с использованием обобщенных зависимостей, представленных в работе [6] и определение теплопередачи в одном ходе согласно приведенным данным.

Выводы. В работе представлена математическая модель сварного ПТА специальной конструкции для колонны синтеза аммиака, которая описывает особенности процесса теплопередачи в сварном ПТА и учитывает перекрестное движение теплоносителей в каналах и особенности распределения потоков с общим противотоком. Исходя из результатов промышленных испытаний можно заключить, что предложенная модель позволяет:

- Рассчитать коэффициенты теплопередачи для перекрестного движения теплоносителей в каналах ПТА с различной геометрической формой гофровки.

- Определить эффективность передачи тепла в одном ходе сварного ПТА с поперечным движением теплоносителей, при смешении одного перемешанного потока с другим несмешанным.

- Применять предложенные зависимости при проектировании оптимальной конструкции сварных ПТА с общим противотоком и перекрестным движением теплоносителей внутри отдельных ходов.

Промышленные испытания подтвердили преимущества использования сварного ПТА в колонне синтеза аммиака, в сравнении с традиционным кожухотрубчатый аппаратом. Установка сварного ПТА позволяет сократить объем, занимаемый теплообменным аппаратом в колонне и использовать его для катализатора. Это позволит увеличить производство аммиака на 15 %. Надежность и высокая производительность сварного ПТА подтверждается стабильной работой аппарата в течении трех лет при высокой температуре (до 520 °C) и давлении (до 32 МПа).

Литература

1. Капустенко П.А., Кузин А.К., Макаровский Е.Л., Товажнянский Л.Л., Ульев Л.М., Черная Е.Б., (2004). Альтернативная энергетика и энергосбережение: современное состояние и перспективы. ООО Издательский дом «Вокруг цвета», Харьков, Украина.
2. Товажнянский Л.Л., Анипко О.Б., Маляренко В.А., Абрамов Ю.А., Кривцова В.И., Капустенко П.А., (2002). Основы энерготехнологии промышленности. НТУ «ХПИ», Харьков, Украина.
3. Klemeš J.J., Arsenyeva O., Kapustenko P., Tovazhnyanskyy L., (2015). Compact Heat Exchangers for Energy Transfer Intensification: Low Grade Heat and Fouling Mitigation. CRC Press. Boca Raton, FL, USA.
4. Kapustenko P., Boldyryev S., Arsenyeva O., Khavin G. (2009). The use of plate heat exchangers to improve energy efficiency in phosphoric acid production. Journal of Cleaner Production, 17(10), 951–958.

5. Tovazhnyanskyy L.L., Kapustenko P.O., Perevertaylenko O.Y., Khavin G.L., Arsenyeva O.P., Arsenyev P.Y., (2016). Heat transfer and pressure drop in cross-flow welded plate heat exchanger for ammonia synthesis column, *Chemical Engineering Transactions*, 52, 553–558.
6. Arsenyeva O.P., Tovazhnyanskyy L.L., Kapustenko P.O., Khavin G.L., Yuzbashyan A.P., Arsenyev P.Y., (2015). Two Types of Welded Plate Heat Exchangers for Efficient Heat Recovery in Industry, *Applied Thermal Engineering*, 105, 763–773.
7. Kays, W.M., London, A.L., (1984). *Compact Heat Exchangers*. McGraw-Hill, New York, NY, USA.
8. Arsenyeva O., Kapustenko P., Tovazhnyanskyy L., Khavin G., (2013). The influence of plate corrugations geometry on plate heat exchanger performance in specified process conditions. *Energy*, 57, 201–207.
9. Мельников Е. (1987). *Справочник азотчика*. М.: Химия.
10. Shah R. K., Sekulic D. P., (2003). *Fundamentals of heat exchanger design*. John Wiley & Sons. New Jersey, USA.

Bibliography (transliterated)

1. Kapustenko P.A., Kuzin A.K., Makarovskiy E.L., Tovazhnyanskyy L.L., Ulev L.M., Chernaya E.B., (2004). *Alternativnaya energetika i energosberezhenie: sovremennoe sostoyanie i perspektivy*. ООО Izdatelskiy dom «Vokrug tsveta», Harkov, Ukraina.
2. Tovazhnyanskyy L.L., Anipko O.B., Malyarenko V.A., Abramov Yu.A., Krivtsova V.I., Kapustenko P.A., (2002). *Osnovy energetologii promyshlennosti*. NTU «HPI», Harkov, Ukraina.
3. Klemeš J.J., Arsenyeva O., Kapustenko P., Tovazhnyanskyy L., (2015). *Compact Heat Exchangers for Energy Transfer Intensification: Low Grade Heat and Fouling Mitigation*. CRC Press. Boca Raton, FL, USA.
4. Kapustenko P., Boldyryev S., Arsenyeva O., Khavin G. (2009). The use of plate heat exchangers to improve energy efficiency in phosphoric acid production. *Journal of Cleaner Production*, 17(10), 951–958.
5. Tovazhnyanskyy L.L., Kapustenko P.O., Perevertaylenko O.Y., Khavin G.L., Arsenyeva O.P., Arsenyev P.Y., (2016). Heat transfer and pressure drop in cross-flow welded plate heat exchanger for ammonia synthesis column, *Chemical Engineering Transactions*, 52, 553–558.
6. Arsenyeva O.P., Tovazhnyanskyy L.L., Kapustenko P.O., Khavin G.L., Yuzbashyan A.P., Arsenyev P.Y., (2015). Two Types of Welded Plate Heat Exchangers for Efficient Heat Recovery in Industry, *Applied Thermal Engineering*, 105, 763–773.
7. Kays, W.M., London, A.L., (1984). *Compact Heat Exchangers*. McGraw-Hill, New York, NY, USA.
8. Arsenyeva O., Kapustenko P., Tovazhnyanskyy L., Khavin G., (2013). The influence of plate corrugations geometry on plate heat exchanger performance in specified process conditions. *Energy*, 57, 201–207.
9. Melnikov E. (1987). *Spravochnik azotchika*. М.: Himiya.
10. Shah R. K., Sekulic D. P., (2003). *Fundamentals of heat exchanger design*. John Wiley & Sons. New Jersey, USA.

УДК 66.045.01

Арсеньєв П.Ю., ТОВАЖНЯНСЬКИЙ Л.Л., ПЕРЕВЕРТАЙЛЕНКО О.Ю., КАПУСТЕНКО П.О.,
Арсеньєва О.П.,**МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЗВАРНОГО ПЛАСТИНЧАСТОГО
ТЕПЛООБМІННОГО АПАРАТУ ДЛЯ КОЛОНИ СИНТЕЗУ АМІАКУ**

Пластинчасті теплообмінні апарати (ПТА) широко застосовуються в промисловості, і мають компакту конструкцію. Однак використання стандартних ПТА розбірної конструкції обмежується діапазоном їх застосування по тиску і температурі. Конструкція зварних ПТА (ЗПТА) дозволяє істотно розширювати діапазон їх застосування. В даній роботі розглядається ЗПТА унікальної конструкції, розробленої для використання при високому тиску (до 32 МПа) і температурі (до 520 °С) в колоні синтезу аміаку. Дослідний ЗПТА складається з пакету круглих гофрованих пластин діаметром 626 мм, зварених разом для формування каналів для руху холодного та гарячого теплоносія. Багато ходовість обох потоків з організацією проти-руху теплоносіїв забезпечується особливою конструкцією колекторів ЗПТА. В статті представлена математична модель ЗПТА, яка дозволяє виконувати теплове та гідравлічне розрахунки для певних технологічних умов, а також здійснювати розрахунки ЗПТА з певними параметрами його конструкції. Застосовність запропонованих даних та розробленої математичної моделі підтверджується порівнянням з експериментальними даними. Обговорюється можливість використання ЗПТА замість кожухотрубчастого апарату дозволяє скоротити об'єм, зайнятий теплообмінником у колоні синтезу аміаку, і дозволяє збільшити кількість каталізатора. Це призводить до збільшення виробництва аміаку на 15 %.

Arsenyev P., Tovazhnyansky L., Perevertaylenko O., Kapustenko P., Arsenyeva O.

**THE MATHEMATICAL MODEL OF THE WELDED PLATE HEAT EXCHANGER
FOR AMMONIA SYNTHESIS COLUMN**

Plate heat exchangers (PHEs) are widely used in industry, and can be regarded to the compact heat exchange equipment. But the application of PHEs of standard plate-and-frame type is limited by temperature and pressure operating conditions. The design of welded PHEs allows widening the application range. In the present work the specially designed welded PHE is presented, which can be used for high pressures (up to 32 MPa) and temperatures (520 °C) in the ammonia synthesis column. It consists of the stack of round corrugated plates with diameter 626 mm, which are welded together to form a number of channels for cold and hot streams exchanging heat. The mathematical model of considered welded PHE is developed, which enables to perform the thermal and hydraulic design for specified process conditions and also rating calculations of the unit with determined parameters of its construction. The validity of the proposed relations and developed mathematical model is confirmed by comparison with the data of tests on welded PHE installed in ammonia synthesis column at industrial enterprise of ammonia production instead shell-and-tube heat exchanger. The use of welded PHE instead shell-and-tube unit enable to cut down the volume occupied by heat exchanger in high pressure shell of ammonia synthesis column and allows increase of the volume of catalyst. It leads to 15 % rise of ammonia output.

УДК 661.185

Дзевочко О.М., к. техн. н., доцент, Подустов М.О., д. техн. н., професор

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

ДОСЛІДЖЕННЯ ГОФРОВАНИХ НАСАДОЧНИХ ЕЛЕМЕНТІВ В ПРОЦЕСАХ АБСОРБЦІЇ ВІДХІДНИХ ГАЗІВ ВИРОБНИЦТВА ПАР

Ключові слова: гофрована насадка, абсорбційна колона, газоповітряний потік, гідравлічний опір, масопередача, енергоефективність.

Вступ. Очищення газоповітряного потоку від діоксиду сірки у виробництві поверхнево-активних речовин (ПАР) проводиться в абсорбційних колонах. В якості абсорбента використовується гідрооксид натрію, як правило концентрації 10–15 % мас. В якості насадок використовуються кільця Рашига, блочні керамічні насадки [1, 2]. Ступінь очищення при цьому складає не більше 95 %. Такий ступінь очищення не задовольняє сучасним вимогам з екологічної безпеки. Крім того при використанні таких насадок абсорбційні колони мають значний гідравлічний опір, працюють при малих швидкостях газоповітряного потоку і громіздкі за розмірами [3, 4].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. Основними характеристиками абсорбційних насадкових колон є гідравлічний опір насадки та об'ємний коефіцієнт масопередачі в колоні. Як правило гідравлічний опір визначається для сухої насадки, тобто при відсутності зрошування рідиною. Теоретично величину гідравлічного опору визначають по відповідному рівнянню Дарсі

$$\Delta P_{\text{сyx}} = \lambda \cdot \frac{H}{d_e} \cdot \frac{W_{\text{r}}^2 \cdot \rho_{\text{r}}}{2} = \lambda \cdot \frac{H \cdot a}{4\varepsilon^3} \cdot \frac{W_{\text{np}}^2 \cdot \rho_{\text{r}}}{2}, \quad (1)$$

де: λ – коефіцієнт опору насадки; H – висота шару насадки, м; d_e – еквівалентний діаметр, м; ρ_{r} – щільність газоповітряного потоку, кг/м³; W_{r} – дійсна швидкість газоповітряного потоку, м/с; W_{np} – приведена швидкість газоповітряного потоку, м/с; ε – вільний об'єм насадки, м³; a – питома поверхня насадки, м².

Коефіцієнт опору насадки λ є функцією критерію Рейнольдса Re_{r}

$$\text{при } \text{Re}_{\text{r}} < 80, \quad \lambda = \frac{400}{\text{Re}_{\text{r}}^{0,85}}; \quad (2)$$

$$\text{при } \text{Re}_{\text{r}} < 400, \quad \lambda = \frac{16,5}{\text{Re}_{\text{r}}^{0,2}}; \quad (3)$$

$$\text{при } 80 < \text{Re}_{\text{r}} < 400, \quad \lambda = \frac{70}{\text{Re}_{\text{r}}^{0,45}}, \quad (4)$$

$$\text{де } \text{Re}_{\text{r}} = \frac{W_{\text{r}} \cdot d_e \cdot \rho_{\text{r}}}{\mu_{\text{r}}} = \frac{W_{\text{np}} \cdot \rho_{\text{r}}}{\mu_{\text{r}} \cdot a}.$$

В залежності від числа Рейнольдса розрізняють п'ять режимів руху фаз у насадковій колоні: плівковий, проміжний, підвисання, барботажу, емульгування [5]. Гідродинамічний режим встановлюють за перепадом тиску в насадці.

Як зтверджують автори [6, 7] основними режимами в промислових колонах є плівковий та проміжний, і вони визначають оптимальну швидкість газоповітряного потоку.

У відповідності з теорією масопередачі [8] є різні засоби інтенсифікації процесу в насадкових колонах: за рахунок збільшення коефіцієнтів масопередачі, збільшення площі контакту фаз, підвищення рушійної сили процесу. Найбільш перспективним засобом інтенсифікації є збільшення площі контакту фаз, яку можна забезпечити за рахунок вибору оптимальної конструкції насадки. Інші засоби вимагають значних енергетичних витрат.

Дослідженню різних насадкових елементів приділяється значна увага. В останній час знайшли використання такі насадкові елементи: блочні насадки [9], енергозберігаючі насадки [10], насадки для тепло- і масообмінних процесів [11]. Вони можуть дозволити підвищити енергоефективність процесу очищення газоповітряного потоку від діоксиду сірки у виробництві ПАР. Однак даному питанню не приділено належної уваги.

Мета роботи. Метою роботи є експериментальні дослідження різних гофрованих насадкових елементів для їх подальшого використання у виробництві ПАР для підвищення енергоефективності та ступеня очищення.

Матеріали і методи досліджень. Дослідження проводилися на експериментальній установці, схема якої наведена на рис. 1.

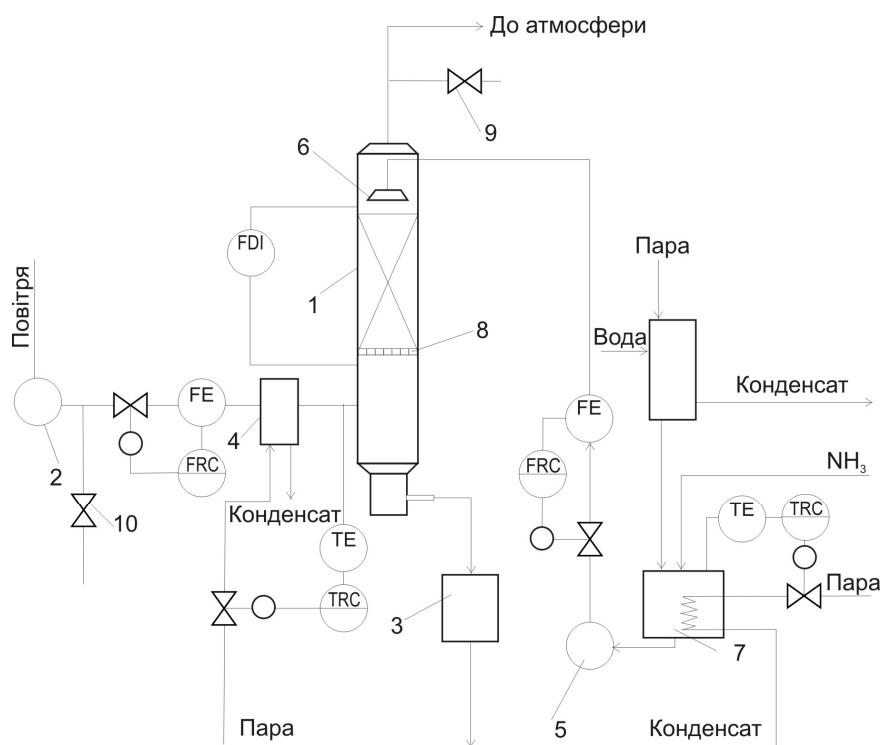


Рисунок 1 – Схема експериментальної установки

Установка складалась з колони 1 діаметром 0,8 м, повітрядувки 2, двох ємностей 3 і 7 по 4,5 м³ кожна, насоса 5 для подачі води в колону через обладнання, що розбризкує 6. Для підтримки постійної температури розчину в ємності 7 передбачений її підігрів паром. Для підтримки постійної температури повітря використовувався теплообмінник 4. Установка була оснащена всіма необхідними вимірювальними пристроями. Клас точності приладів для виміру витрати становив $\pm 1,5\%$, вторинних приладів для виміру температури $\pm 1,0\%$. Навантаження по рідині становила від 0,003 до 0,009 м³/(м²×с). Швидкість повітря підтримували в межах 0,5–2,5 м/с, яка розраховувалася на повний перетин колони. Експериментально досліджувались три види насадок: ГН1 – з трикутними гофрами; ГН2 – з трапецеїдальними гофрами; ГН3 – з округлими поперековими ребрами. Ефективність насадок визначали в процесі десорбції аміаку з водного розчину повітрям. Відбір проб здійснювався за допомогою пробовідбірників 9 і 10.

Для зіп'явствлення були обрані кільця Рашига. Насадки укладалися на грати 8.

Основна частина. Виходячи з аналізу останніх досліджень і публікацій, в першу чергу, досліджувались залежності гідравлічного опору насадок від швидкості повітря.

На рис. 2 представлені залежності гідравлічного опору від швидкості повітря для сухої насадки

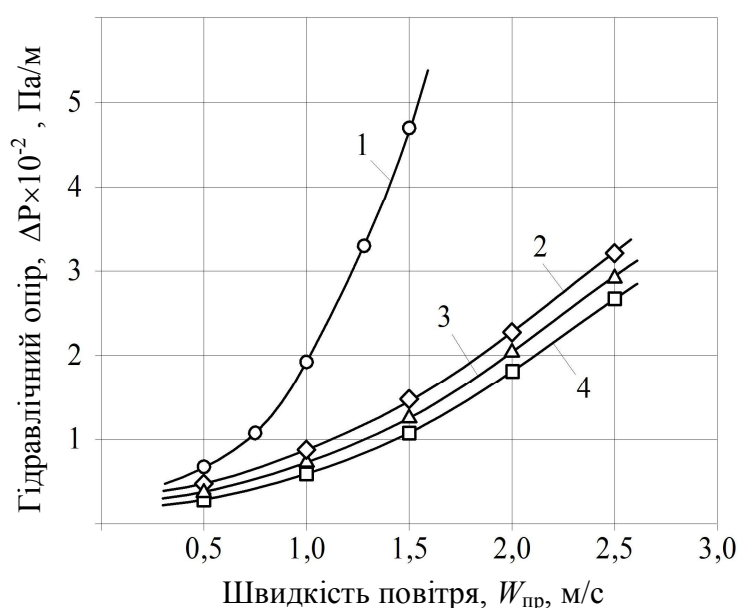


Рисунок 2 – Залежність гідравлічного опору насадок від швидкості повітря для сухої насадки.
Тип насадки: 1 – кільця Рашига; 2 – ГН1; 3 – ГН2; 4 – ГН3

Як видно з рисунка усі насадки стабільно працюють при $W_{пр} = 0,5$ м/с, однак при збільшенні $W_{пр}$ гідравлічний опір кілець Рашига значно підвищується. Так при $W_{пр} = 1,5$ м/с гідравлічний опір кілець Рашига дорівнює 480 Па/м, а, наприклад, насадки ГН3 – 120 Па/м.

Слід відзначити, що з 3-х гофрованих насадок кращі показники має насадка ГН3 з округлими поперековими ребрами.

При протитічному русі двох фаз через шар насадки її вільний обсяг зменшується порівняно з сухою насадкою за рахунок утворення плівки рідини. Тому гідравлічний опір зрошуваної насадки є функцією швидкості повітря і щільності зрошування.

На рис. 3 представлена залежність гідравлічного опору насадок від швидкості повітря при постійній швидкості зрошування

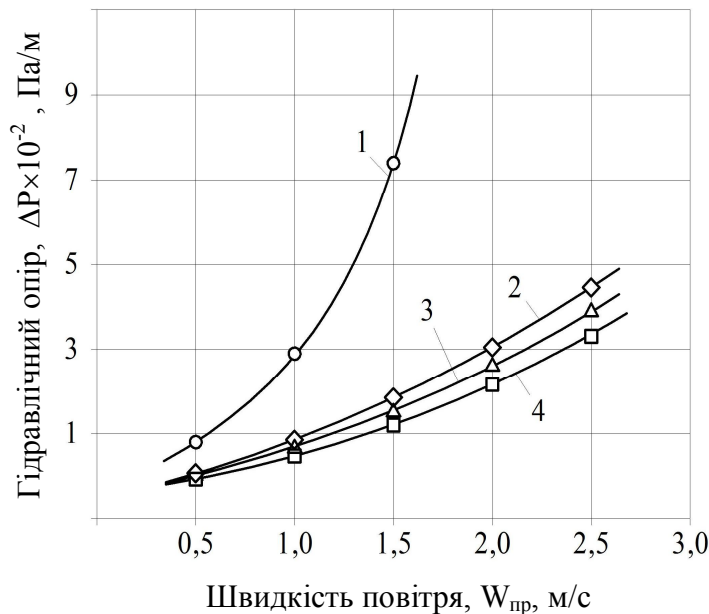


Рисунок 3 – Залежність гідравлічного опору насадок від швидкості повітря при постійній швидкості зрошування.

Тип насадки: 1 – кілець Рашига; 2 – ГН1; 3 – ГН2; 4 – ГН3.

Швидкість зрошування, $\text{м}^3/(\text{м}^2 \times \text{с})$ – 0,006

Як видно з рис. 3 для усіх насадок збільшився гідравлічний опір. Однак для кілець Рашига це збільшення дорівнює наприклад при $W_{\text{пр}} = 1,5$ м/с на 140 Па/м, то для гофрованих насадок (наприклад ГН3) збільшення нижче 20 Па/м.

З рисунка також видно, що усі 3 гофровані насадки стабільно працюють при високих швидкостях повітря і кращою з них залишається насадка ГН3. Це можливо пояснити наступним:

- несуттєвим, але збільшенням вільного простору за рахунок наявності гофрів;
- у порівнянні з ГН1 та ГН2 у ГН3 відсутні гострі кромки на поверхні що унеможлиблює сколи та руйнування як окремих ділянок гофрів так і насадкового елементу в цілому;
- більш рівномірний розподіл плівки рідини при стіканні по плавній поверхні без відриву крапель.

Для подальших експериментів використовували насадку ГН3.

На рис. 4 наведені дані залежності гідравлічного опору насадок від швидкості повітря та щільності зрошування.

Отримані дані підтверджують теоретичні викладки, що при збільшенні щільності зрошування збільшуються і гідравлічний опір у всьому діапазоні швидкостей повітря.

Ефективність насадкових елементів по масопередачі визначали наступним чином.

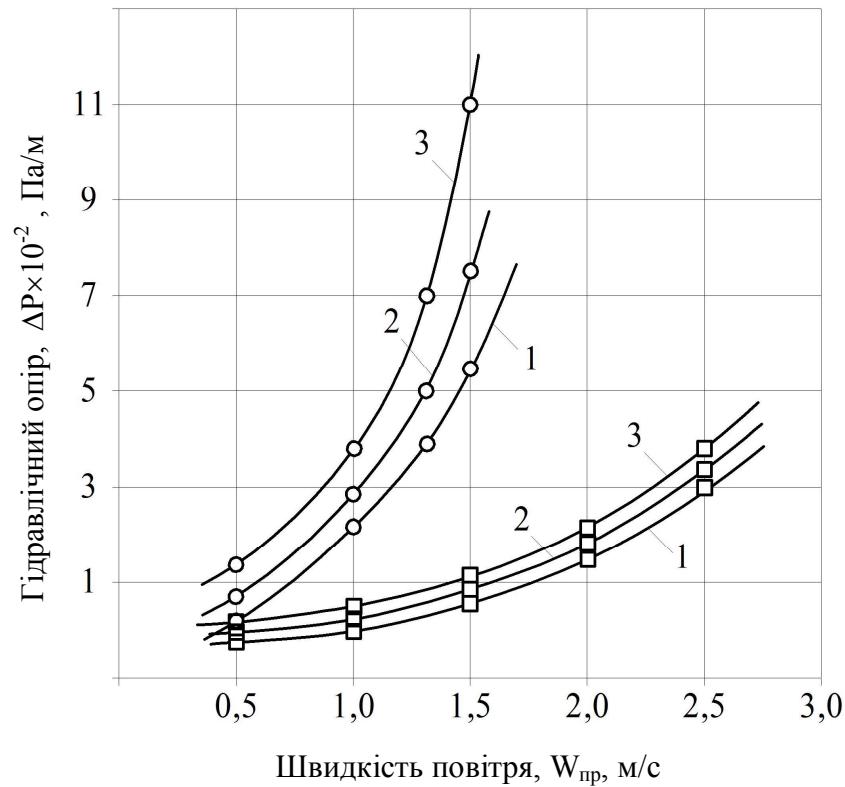


Рисунок 4 – Залежність гідрравлічного опору насадок від швидкості повітря та щільності зрошування. Щільність зрошування, $\text{м}^3/(\text{м}^2 \times \text{с})$: 1 – 0,003; 2 – 0,006; 3 – 0,009

Вміст аміаку в повітрі розраховували за рівнянням матеріального балансу

$$G_{ж} \cdot \Delta X = G_{г} \cdot \Delta Y, \quad (5)$$

де $G_{ж}$, $G_{г}$ – масові витрати рідкої і газової фаз, кг/с;

$$\Delta X = X_1 - X_2, \quad (6)$$

де X_1 , X_2 – вміст аміаку в рідкій фазі до і після десорбції, $\text{кг}/\text{м}^3$;

$$\Delta Y = Y_1 - Y_2, \quad (7)$$

де Y_1 , Y_2 – вміст аміаку в газовій фазі до і після десорбції, $\text{кг}/\text{м}^3$.

Рівноважний вміст аміаку в повітрі (Y^*) визначаємо з рівняння

$$Y^* = \frac{M_{\kappa}}{M_{\text{н}}} \cdot \frac{P^*}{P - P^*}, \quad (8)$$

де M_{κ} – 17 та $M_{\text{н}}$ – 29 молекулярні маси аміаку і повітря; P – загальний тиск, Па; P^* – рівноважний парціальний тиск аміаку над його водним розчином, Па.

$$P^* = m \cdot X, \quad (9)$$

де X – вміст аміаку в рідкій фазі, кг/м³; m – константа Генрі.

$$\lg m = 9,343 - \frac{1922}{T}, \quad (10)$$

де T – температура, °К.

Число одиниць переносу в шарі насадки визначали за рівнянням

$$N_1 = \frac{1}{H} \cdot \frac{1}{1-S} \cdot \ln \frac{1-\psi}{1-\varphi}, \quad (11)$$

де H – висота шару насадки, м.

$$\varphi = \frac{Y_2 - Y_1}{Y^* - Y_1} \text{ – коефіцієнт насичення,}$$

$$\psi = \frac{X_1 - X_2}{X_1} \text{ – коефіцієнт відгону,}$$

$$S = \frac{\psi}{\varphi} \text{ – фактор відгону.}$$

Об'ємний коефіцієнт масопередачі

$$K_v = \frac{N_1 \cdot G_r}{F \cdot H}, \quad (12)$$

де F – площа перетину десорбера, м²; G_r – масова витрата газоповітряного потоку, кг/с.

Для переходу від газорідинної системи "розчин NH₄OH – повітря" до "розчин NaOH – повітря" застосовували рівняння аналогії фізико-хімічних властивостей газорідинних систем Чілтона-Кольборна

$$\frac{N_1}{N_2} = \left(\frac{P_{r_2}}{P_{r_1}} \right)^{\frac{2}{3}}. \quad (13)$$

На рис. 5 наведені залежності об'ємного коефіцієнта масопередачі від швидкості повітря, які показують значно більшу ефективність гофрованої сферичної насадки: при швидкості $W_{пр} = 1,5$ м/с, K_v для насадки ГНЗ складає $5,2 \times 10^5$ кг/(м³·с·Па), а для кільця Рашига $K_v = 1,8 \times 10^5$ кг/(м³·с·Па).

Нами були проведені розрахунки по зміні ступеня очищення газоповітряного потоку від діоксида сірки в умовах виробництва ПАР. Розрахунки (рис. 6) показали що ступінь очищення газоповітряного потоку від двооксиду сірки при швидкості 1,5 м/с збільшується з 95,6 % (кільця Рашига) до 98,6 % (ГНЗ). При цьому гідравлічний опір нової гофрованої насадки при швидкості потоку 1,5 м/с у 6 разів нижче в порівнянні з кільцями Рашига.

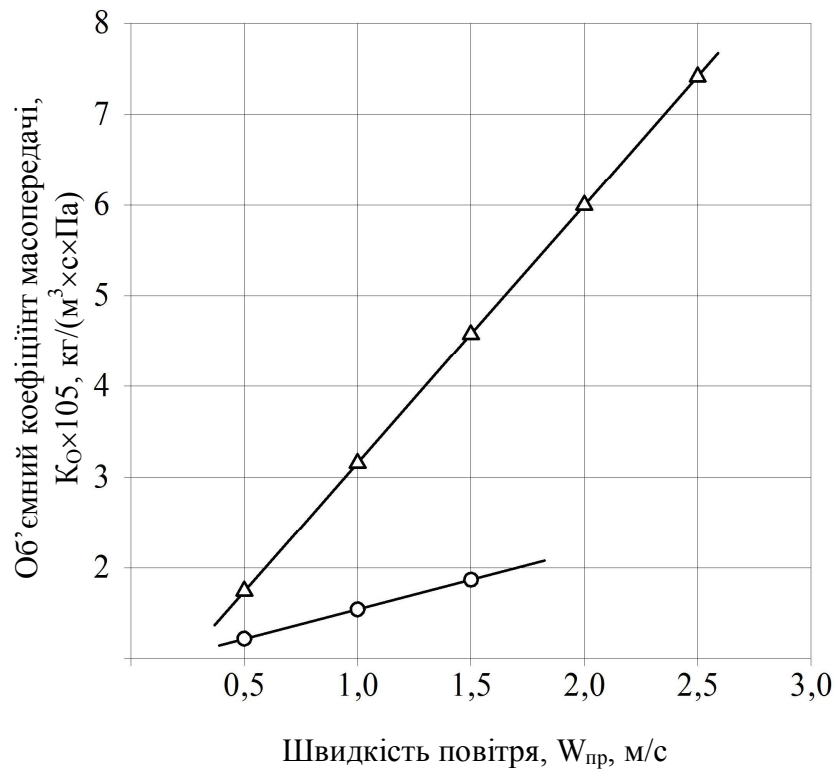


Рисунок 5 – Залежність об'ємного коефіцієнта масопередачі від швидкості повітря: тип насадки: 1 – кільця Рашига; 2 – ГНЗ. Швидкість зрошування, м³/(м²×с) – 0,006

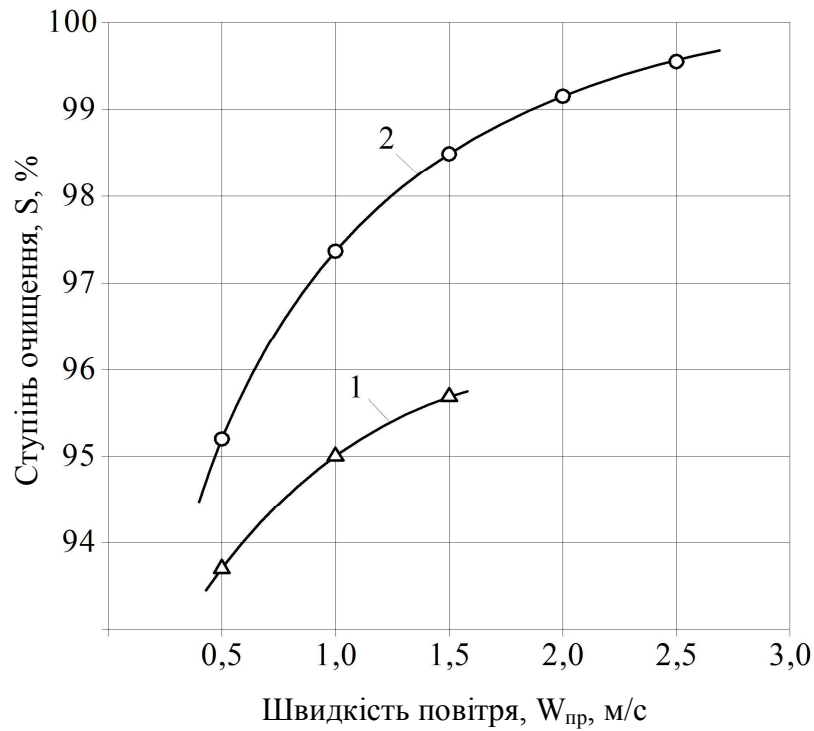


Рисунок 6 – Залежність ступеня очищення газоповітряного потоку від двооксиду сірки від швидкості газоповітряного потоку. Тип насадки: 1 – кільця Рашига; 2 – ГНЗ

Висновки. Експериментальними дослідженнями доведено що насадкові елементи з округлими поперековими ребрами мають значно низький гідравлічний опір ніж кільця Рашига, як на сухій, так і на зрошуваній насадці. Підвищення енергоефективності гофрованої насадки підтверджена і збільшенням об'ємного коефіцієнта масопередачі. У цілому вдається досягнути ступеня очищення газоповітряного потоку від двооксиду сірки 98,6 % при $W_{пр} = 1,5$ м/с і 99,6 % при $W_{пр} = 2,5$ м/с.

Література

1. Рамм В.М. Абсорбция газов / В.М. Рамм // М.: РГБ, 2009. – 655 с.
2. Дытнерский Ю.И. Процессы и аппараты химической технологии. Часть 2: Массообменные процессы и аппараты / Ю.И. Дытнерский // М.: Альянс, 2015. – 357 с.
3. Борисов Г.С. Основные процессы и аппараты химической технологии / Г.С. Борисов, В.П. Брыков, Ю.И. Дытнерский // М.: Альянс, 2008. – 496 с.
4. Захарова А.А. Процессы и аппараты химической технологии / А.А. Захарова, Л.Т. Бакшиев, Б.И. Кандауров // М.: Академия, 2006. – 528 с.
5. Товажнянський Л.Л. Процеси та апарати хімічної технології. Підручник. Частина 2 / Л.Л. Товажнянський, А.П. Готлінська, В.О. Лещенко, І.О. Нечипоренко, І.С. Чернишов // Харків: НТУ "ХПІ", 2007. – 540 с.
6. Игнатович Э. Химическая техника. Процессы и аппараты. В 3-х частях. Пер. с нем. – М.: Техносфера, 2007. – 656 с.
7. Касаткин А.Г. Основные процессы и аппараты химической технологии / А.Г. Касаткин // М.: Альянс, 2014. – 753 с.
8. Кафаров В.В. Основы массопередачи. / В.В.Кафаров // М.: Высшая школа, 1979. – 439 с.
9. Подустов М.А. Новые подходы к очистке газовых выбросов в производстве поверхностно-активных веществ / М.А. Подустов, В.И. Тошинский, В.Н. Петров // Вестник НТУ "ХПИ". – Харків: НТУ "ХПИ". – 2003. – № 15. – с. 26–31.
10. Тошинский В.И. Разработка новой конструкции эффективной энергосберегающей массообменной насадки / В.И. Тошинский, В.Л. Голуб, А.В. Медяник // Экология и промышленность. – 2011. - № 2. – С. 62–66.
11. Патент 174152 Российская Федерация, МПК В01П19/30 Насадка для тепло- и массообменных процессов. А.Ю. Голованчиков, Н.А. Прохоренко, К.В. Черникова, С.В. Сумбулян, А.А. Тарасов, М.А. Насонова: ВолгГТУ. – 2017.

Bibliography (transliterated)

1. Ramm V.M. Absorbtsiya gazov / V.M. Ramm // M.: RGB, 2009. – 655 p.
2. Dyitnerskiy Yu.I. Protsessyi i apparaty himicheskoy tehnologii. Chast 2: Massoobmennyye protsessyi i apparaty / Yu.I. Dyitnerskiy // M.: Alyans, 2015. – 357 p.
3. Borisov G.S. Osnovnyie protsessyi i apparaty himicheskoy tehnologii / G.S. Borisov, V.P. Bryikov, Yu.I. Dyitnerskiy // M.: Alyans, 2008. – 496 p.
4. Zaharova A.A. Protsessyi i apparaty himicheskoy tehnologii / A.A. Zaharova, L.T. Bakshiev, B.I. Kandaurov // M.: Akademiya, 2006. – 528 p.
5. Tovazhnyansky L.L. Protsesi ta aparati himichnoyi tehnologiyi. Pidruchnik. Chastina 2 / L.L. Tovazhnyansky, A.P. Gotlinska, V.O. Leschenko, I.O. Nechiporenko, I.S. Chernishov // Harkiv: NTU "HPI", 2007. – 540 p.

6. Ignatovich E. Himicheskaya tehnika. Protsessyi i apparaty. V 3-h chastyah. Per. s nem. – M.: Tehnosfera, 2007. – 656 p.
7. Kasatkin A.G. Osnovnyie protsessyi i apparaty himicheskoy tehnologii / A.G. Kasatkin // M.: Alyans, 2014. – 753 p.
8. Kafarov V.V. Osnovy massoperedachi. / V.V.Kafarov // M.: Vysshaya shkola, 1979. – 439 p.
9. Podustov M.A. Novyie podhody k ochistke gazovyih vyibrosov v proizvodstve poverhnostno-aktivnyih veshchestv / M.A. Podustov, V.I. Toshinskiy, V.N. Petrov // Vestnik NTU "HPI". – Harkiv: NTU "HPI". – 2003. – № 15. – p. 26–31.
10. Toshinskiy V.I. Razrabotka novoy konstruktсии effektivnoy energosberegayushey massoobmennoy nasadki / V.I. Toshinskiy, V.L. Golub, A.V. Medyanik // Ekologiya i promyshlennost. – 2011. – № 2. – P. 62–66.
11. Patent 174152 Rossiyskaya Federatsiya, MPK V01I19/30 Nasadka dlya teplo- i massoobmennyyh protsessov. A.Yu. Golovanchikov, N.A. Prohorenko, K.V. Chernikova, S.V. Sumbulyan, A.A. Tarasov, M.A. Nasonova: VolgGTU. – 2017.

УДК 661.185

Дзевочко А.М., к. техн. н., доцент, Подустов М.А., д. техн. н., профессор

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт

ИССЛЕДОВАНИЕ ГОФРИРОВАННЫХ НАСАДОЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ В ПРОЦЕССАХ АБСОРБЦИИ ОТХОДЯЩИХ ГАЗОВ ПРОИЗВОДСТВА ПАВ

Проведены экспериментальные исследования новых гофрированных насадочных элементов в абсорбционной колонне. Изучены их гидродинамические и массообменные характеристики. Приведены данные зависимостей гидравлического сопротивления и коэффициента массопередачи от скорости воздуха и плотности орошения. Обоснована эффективность насадочного элемента со сферическими гофрами. Представлены результаты позволят в производстве ПАР снизить выбросы в атмосферу отходящих газов и уменьшить габариты используемого оборудования.

Dzevochko O.M, Podustov M.O.

RESEARCH OF GRAPHIC POTENTIAL ELEMENTS IN DRUG DISCHARGE PROCESSES OF SWINE PRODUCTION GAS

Experimental studies of new corrugated nozzle elements in the absorption column have been carried out. Their hydrodynamic and mass transfer characteristics are studied. The data of the dependences of the hydraulic resistance and the mass transfer coefficient from the air velocity and irrigation density are presented. The effectiveness of the nozzle element with spherical corrugations is substantiated. The presented results will allow the production of surfactants to reduce emissions of atmospheric waste gases and reduce the dimensions of the equipment used.

УДК 504.064.4

Соловей В.Н., к. техн.н., доцент, Горбунов К.А., к.техн.н., профессор,
Горбунова О.В., ст. преподаватель

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"

ГРАДИЕНТНАЯ АГРЕГАЦИЯ ФЛОКУЛ ПРИ ЛАМИНАРНОМ ТЕЧЕНИИ В СТАТИЧЕСКОМ ФЛОКУЛЯТОРЕ

Ключевые слова: флокуляция, сточные воды, флокулятор, градиент скорости, коагуляция.

Коагуляция – флокуляция является одним из наиболее важных процессов очистки природных и сточных вод, проведением фильтрации и центрифугирования. Много факторов влияет на процесс коагуляции-флокуляции. В широком смысле эти факторы классифицируют на физические и химические. К важнейшим химическим факторам относится тип и доза коагулянта, количество и характер дисперсных частиц, рН жидкой фазы дзета потенциал частиц. Важнейшими физическими факторами являются: время смешения и время флокуляции, интенсивность перемешивания, то есть градиент скорости, конструкция смесителя-коагулятора и флокулятора.

Одним из наиболее важных физических факторов является локальный градиент скорости $\frac{du}{dr}$, за счёт чего осуществляется столкновение частиц с последующей агрегацией их. Однако в большинстве расчетных уравнений величина $\frac{du}{dr}$ заменяется на среднеквадратичный градиент скорости $G = \sqrt{\bar{\varepsilon}/\nu}$, c^{-1} , где $\bar{\varepsilon}$ – скорость диссипации механической энергии в единице массы жидкости, Вт/кг, ν – кинематическая вязкость, m^2/s .

Процесс коагуляции-флокуляции состоит из четырёх стадий: коагуляция или дестабилизация дисперсных частиц, флокуляция дестабилизированных частиц с образованием микрофлокул, формирование флокул путем объединения микрофлокул и образование агрегатов из флокул.

Каждой стадии и уровню структурных образований соответствует оптимальная интенсивность перемешивания, то есть величина градиента скорости, что требует определенного аппаратного оформления процесса. Одним из вариантов такого оформления является проведение процесса коагуляции-флокуляции в статическом аппарате, представляющем собой трубу с расположенными в ней с определённым шагом турбулизаторов. Труба состоит из четырех секций, диаметр которых увеличивается по ходу потока. В первой секции – статическом смесителе при $\bar{G} = 500 \div 800 \text{ c}^{-1}$ осуществляется максимально быстрое смешение раствора коагулянта с обрабатываемой суспензией,

что обеспечивает эффективную адсорбцию продуктов гидролиза солей коагулянта на первичных частицах и снижение их агрегативной устойчивости.

Образование микрофлокул с размером $10 \div 15$ мкм производится в первой ступени статического флокулятора при $\bar{G} = 200 \div 400 \text{ с}^{-1}$. Уменьшение интенсивности перемешивания достигается путем увеличения диаметра трубы и увеличения шага установки турбулизаторов. Образование флокул размером $150 \div 200$ мкм осуществляется во второй ступени при $\bar{G} = 50 \div 100, \text{с}^{-1}$ путем агрегации микрофлокул. В третьей ступени при $\bar{G} = 10 \div 15, \text{с}^{-1}$ происходит формирование агрегатов флокул размером $1 \div 2$ мм.

Среднеквадратичный градиент скорости в статическом флокуляре определяется, используя следующие уравнения [1]

$$G = \sqrt{\frac{\bar{\varepsilon}}{\nu}}; \quad (1)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\Delta p \cdot Q}{V \cdot \rho}; \quad (2)$$

$$\Delta p = \zeta \frac{L}{l} \frac{\rho w^2}{2}; \quad (3)$$

$$l = 0,2(0,343 + 6,26w)(0,327 + 1,508f)(-0,366 + 54M), \quad (4)$$

где $\bar{\varepsilon}$ – скорость диссипации энергии, Вт/кг; ν – кинематическая вязкость воды, $\text{м}^2/\text{с}$; ρ – плотность воды, $\text{кг}/\text{м}^3$; Δp – потери давления на гидравлическое сопротивление турбулизаторов (плоских решеток), установленных с шагом l в флокуляторе длиной L ; ζ – коэффициент сопротивления турбулизатора [2]; Q – объемный расход дисперсии, $\text{м}^3/\text{с}$; w – скорость потока, отнесенная к поперечному сечению флокулятора, $\text{м}/\text{с}$; V – объем флокулятора; $f = 1 - F_0 / F_1$, F_0 – живое сечение турбулизатора; F_1 – площадь поперечного сечения трубы; M – размер ячейки решетки.

Уравнения (1), (2), (3), (4) используются для расчета длины и диаметра флокулятора, геометрических размеров решеток. При этом, значение $\bar{G}$ и время флокуляции $\bar{t}$ для конкретной дисперсной системы предварительно определяется, используя лабораторный флокулятор [3].

При использовании турбулизаторов для создания нужной интенсивности перемешивания в области их расположения возникают относительно большие градиенты средней скорости, приводящие к разрушению агрегатов флокул, которые формируются в объеме между турбулизаторами. Очевидно, что агрегацию флокул можно проводить и в ламинарном потоке, где достигается значение $\bar{G} = 7 \div 15 \text{ с}^{-1}$ и исключаются области течения, ответственных за дробление.

В ламинарном потоке скорость потока изменяется от максимальной величины на оси трубы u_0 до нулевого значения на стенке и на расстоянии r от оси трубы задается уравнением:

$$u_r = u_0 \left(1 - \frac{r^2}{R^2} \right), \quad (5)$$

где R – радиус трубы.

Локальный градиент скорости на расстоянии r от оси равен:

$$G_r = \frac{du_r}{dr} = \frac{2u_0 r}{R^2} \quad (6)$$

и изменяется линейно от нуля на оси до максимальной величины $\frac{2u_0}{R}$ на стенке трубы.

Средняя величина градиента скорости находится суммированием всех значений градиента по поперечному сечению трубы и последующего деления рассчитанной величины на площадь поперечного сечения:

$$\bar{G} = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^R G_r r dr d\Theta}{\int_0^{2\pi} \int_0^R r dr d\Theta} = 4u_0 / 3R. \quad (7)$$

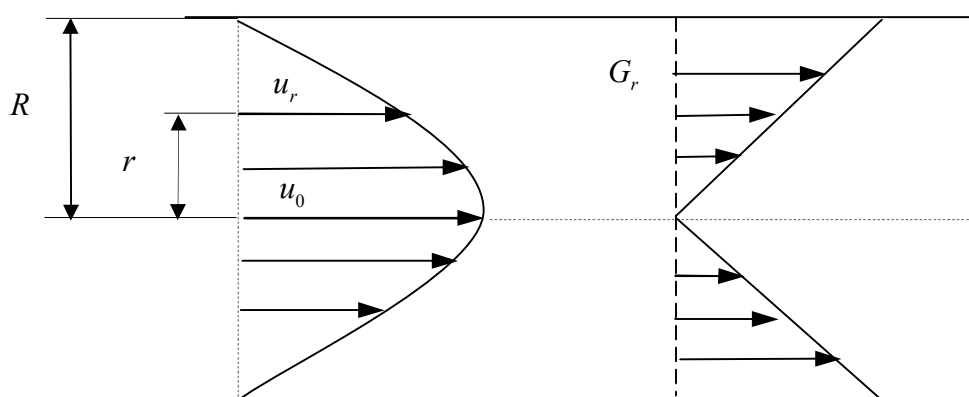


Рисунок 1 – Распределение скорости u_r и градиента скорости G_r при ламинарном движении

Поскольку объемный расход жидкости $Q = \pi R^2 u_0 / 2$, то с учетом уравнения (7)

$$\bar{G} = \frac{8Q}{3\pi R^3} \quad (8)$$

Если частица входит в прямую трубу на расстоянии r от оси и движется по одной и той же линии тока, то она будет находиться в трубе в течение времени

$$t_r = \frac{L}{u_r} = \frac{L}{u_0 \left(1 - \frac{r^2}{R^2}\right)}. \quad (9)$$

Согласно уравнению (9) $t_r \rightarrow \infty$, при $r = R$. Пренебрегая толщиной тонкого слоя жидкости у стенки, будем полагать, что r меняется от 0 до $0,95R$.

Работа камер хлопьеобразования характеризуется не только градиентом скорости G , но и величиной $G_r t_r$, известной под названием критерия Кемпа. Тогда, объединяя уравнения (6) и (9), получаем

$$G_r t_r = \frac{2rL}{(R^2 - r^2)}; \quad (10)$$

$$\overline{Gt} = \frac{\int_0^{2\pi} \int_0^{0,95R} \frac{G_r t_r r dr d\Theta}{R^2 - r^2}}{\int_0^{2\pi} \int_0^{0,95R} r dr d\Theta} = 3,7 \frac{L}{R}. \quad (11)$$

Если среднее время пребывания частиц в трубе выразить через объемный расход жидкости, то получим

$$\bar{t} = \frac{L\pi R^2}{Q}, \quad (12)$$

а средняя величина $\overline{Gt}$ (критерий Кемпа) определяется:

$$\overline{Gt} = \frac{L\pi R^2 8Q}{Q 3\pi R^3} = \frac{8L}{3R}. \quad (13)$$

Коэффициенты в уравнениях (11) и (13), близки по значению. Поэтому для практических расчетов удобней использовать зависимость (13).

Скорость флокуляции при предположении, что сферические частицы одинакового размера и градиент скорости G одинаковый по сечению потока, задается соотношением:

$$\frac{dN}{dt} = -\frac{16}{3} \alpha N^2 Ga^3, \quad (14)$$

где N – численная концентрация частиц в единице объема в момент времени t , a – радиус исходных частиц, α – доля столкновений частиц, которая приводит к их агрегации.

Если общий объем частиц $\phi = \frac{4}{3}\pi a^3 N$ остается постоянным, тогда уравнение (14) может быть переписано в виде зависимости псевдопервого порядка. Интегрирование такого выражения даст:

$$\frac{N}{N_0} = \exp\left(\frac{-4\alpha\phi\bar{G}t}{\pi}\right), \quad (15)$$

где N_0 – начальная концентрация частиц.

Комбинируя уравнения (13) и (15), получаем

$$\frac{N}{N_0} = \exp\left(\frac{-32\alpha L\phi}{3\pi R}\right). \quad (16)$$

Это выражение, основанное на ряде упрощающих предположений, пригодно для оценки скорости флокуляции, если в лабораторных условиях определить значение α .

Оценочный расчет произведем для следующих условий.

Объёмный расход обрабатываемой суспензии $Q = 10 \text{ м}^3/\text{ч}$. Диаметр флокул на входе в рассчитываемую ступень [1]

$d = 2,1 \cdot 10^{-3} C^{0,5} \bar{G}^{-0,38} = 2,1 \cdot 10^{-3} \cdot 0,25^{0,5} \cdot 30^{-0,38} = 3 \cdot 10^{-4} \text{ м}$. Где $C = 2,5 \text{ кг/м}^3$ – массовая концентрация первичных частиц, $\bar{G} = 30 \text{ с}^{-1}$ – градиент скорости в третьей ступени. Численная концентрация флокул $N_0 = 1,8 \cdot 10^8 \text{ м}^{-3}$. Объемная концентрация $\phi = 2,5 \cdot 10^{-3}$.

Тогда, при $\alpha = 0,5$; $R = 0,6 \text{ м}$; $L = 5,2 \text{ м}$; $d = 3 \cdot 10^{-4} \text{ м}$ по уравнению (16): $\frac{N}{N_0} = 0,96$.

Выводы

Для осуществления коагуляции – флокуляции в локальных схемах очистки сточных вод предложен статический четырехступенчатый флокулятор, в котором последняя ступень работает в ламинарном режиме. Получены зависимости для расчёта размеров ступени и эффективности флокуляции в нём.

Литература

1. Соловей В.Н. Разделение водных дисперсий коагуляцией в статических аппаратах: Автореф... дис. канд. техн. наук. – Харьков: ХПИ, 1990. – 18 с.
2. Идельчик И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. М.: Машиностроение, 1992. – 672 с.

3. Бухкало С.И., Соловей В.Н. / Экспериментальные методы моделирования процесса коагуляции в статическом коагуляторе // Вестник НТУ «ХПИ», Харьков.– НТУ «ХПИ». Вып. 44(1153).–2015.– С. 75–78.

Bibliography (transliterated)

1. Solovey V.N. Razdelenie vodnykh dispersiy koagulyatsiy v staticheskikh apparatah: Avtoref... dis. kand. tehn. nauk. – Harkov: HPI, 1990. – 18 p.

2. Idelchik I.E. Spravochnik po gidravlicheskim soprotivleniyam. M.: Mashinostroenie, 1992.– 672 p.

3. Buhkalo S.I., Solovey V.N. / Eksperimentalnyie metodyi modelirovaniya protsessa koagulyatsii v staticheskom koagulyatore // Vestnik NTU «HPI», Harkov.– NTU «HPI». Vyip. 44(1153).–2015.– P. 75–78.

УДК 504.064.4

Соловей В.М., к. техн.н., доцент, Горбунов К.О., к.техн.н., професор,
Горбунова О.В., ст. викладач

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

**ГРАДІЄНТНІ АГРЕГАЦІЇ ФЛОКУЛИ ПРИ ЛАМІНАРНОМУ ПЛІНІ
В СТАТИЧНОМУ ФЛОКУЛЯТОРІ**

У статті розглянуто статичний флокулятор, що складається з чотирьох ступенів, в яких реалізується ступеневе зменшення градієнта швидкості відповідно до змінливої структури флокул. Запропоновано в останній секції агрегацію флокул здійснювати при ламінарному пліні. Отримано кінетичні закономірності процесу флокуляції.

Solovej V., Gorbunov K., Gorbunova O.

**THE GRADIENT AGGREGATION OF FLOCULES AT LAMINAR FLOW
IN A STATIC FLOCULATOR**

The article describes a static flocculator consisting of four stages, in which a stepwise decrease of the speed gradient is realized in accordance with the changing structure of the flocules. It was proposed to perform the aggregation of flocules in the last section during laminar flow. Kinetic regularities of the flocculation process were obtained.

УДК 006.91(075.8)

Бабіченко А.К., к.техн.наук, професор, Лисаченко І.Г., к.техн.наук, доцент,
Деменкова С.Д., асистент

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

З ПИТАННЯ ВИЗНАЧЕННЯ МЕТОДИЧНОЇ ПОХИБКИ КОНТАКТНИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ ТЕМПЕРАТУРИ

Ключові слова: вимірювання температури, контактні перетворювачі, методична похибка, умови теплообміну

Вступ. Ефективність функціонування сучасних комп'ютерно-інтегрованих систем управління (КІСУ) здебільшого визначається достовірністю вимірювальної інформації. Отримання достовірної інформації о значеннях параметрів технологічних процесів, зокрема температури, в багатьох виробництвах сприяє підвищенню їх економічності.

Вимірювання температури контактним методом за допомогою термоелектричних термометрів та термоопорів отримало найбільш широке розповсюдження у технологічних системах завдяки надійності конструкції датчика, можливості роботи в широкому діапазоні температур та відносно невеликій вартості. Чутливі елементи термометрів опору та термоелектричних термометрів (термопар) розміщують у захисну круглу металеву трубку (зонд). Це обумовлює, внаслідок відведення теплоти від контролюваного середовища по стінкам зонду, виникнення методичних похибок. В технічній літературі з вимірювань [1–4] наведені відомості та формули для розрахунку методичних похибок, що враховують теплообмін через металеву стінку зонду за допомогою коефіцієнта тепловіддачі. Однак, при цьому, майже відсутня інформація щодо можливості визначення цих коефіцієнтів тепловіддачі, величина яких, як відомо [5], суттєво залежить від умов теплообміну. Велике різноманіття можливих умов застосування зондових датчиків температури вимагає проведення систематичних досліджень з метою визначення рівнянь для розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі та встановлення методичних похибок за тих чи інших умов теплообміну в процесі вимірювання температури.

Результати аналітичних досліджень. Дослідження проводились шляхом встановлення рівнянь для розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі, що наведені в існуючих періодичних виданнях. Аналіз літературних даних свідчить, що майже всі існуючі формули для визначення коефіцієнтів тепловіддачі (α) ідентичні. При цьому, відрізняються вони лише чисельними значеннями степені у критеріях гідродинамічної особливості (число Рейнольдса) та фізичної властивості теплоносія або стінки трубки зонду (число Прантля), а також коефіцієнтів перед цими критеріями [5–7]. За результатами узагальнення рівняння для розрахунку величини α (Вт/м²К) при поперечному обтіканні рідиною круглої металеві труби зонду датчика температури, що найбільш притаманно при їх встановленні у трубопроводі, можуть бути представлені у наступному вигляді:

при $Re < 10^3$

$$\alpha = 0.56 \cdot Re^{0.5} \cdot Pr^{0.36} (Pr/Pr_s)^{0.25} \cdot (\lambda/d_n); \quad (1)$$

при $Re > 10^3$

$$\alpha = 0.28 \cdot \text{Re}^{0.8} \cdot \text{Pr}^{0.36} (\text{Pr}/\text{Pr}_s)^{0.25} \cdot (\lambda/d_n), \quad (2)$$

де $\text{Re} = \frac{\omega d_n \rho}{\mu}$ – критерій Рейнольдса для потоку рідини; $\text{Pr} = c\mu/\lambda$ – критерій Прантля для потоку рідини, ω – швидкість рідини, м/с; ρ – густина рідини кг/м³; μ – динамічна в'язкість рідини, Па*с; c – питома теплоємність рідини, Дж/кгК; λ – коефіцієнт теплопровідності рідини, Вт/мК; d_n – зовнішній діаметр металевої трубки зонду, м; Pr_s – критерій Прантля для стінки зонду.

Як засвідчує практичний досвід розрахунків відношення $(\text{Pr}/\text{Pr}_s)^{0.25}$ не перевищує величини 1,1. Це дозволяє забезпечити спрощення обчислень за рівняннями (1) і (2) шляхом збільшення коефіцієнта α на 10%.

Для повітря і газів залежності (1) і (2) спрощуються та приймають наступний вигляд [6]:

$$\begin{aligned} \text{при } \text{Re} < 10^3 \\ \alpha = 0.49 \cdot \text{Re}^{0.5} (\lambda/d_n); \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \text{при } \text{Re} > 10^3 \\ \alpha = 0.245 \cdot \text{Re}^{0.6} (\lambda/d_n), \end{aligned} \quad (4)$$

де Re – критерій Рейнольдса для повітряного чи газового потоку; λ – коефіцієнт теплопровідності рідини, Вт/мК.

Співвідношення (1)–(4) справедливі для кута атаки $\varphi = 90^\circ$, що утворений напрямком руху потоку і віссю металевої трубки зонду. При цьому, визначення величини α_φ в залежності від кута атаки, встановлюється за формулою:

$$\alpha_\varphi = \alpha \cdot \varepsilon_\varphi, \quad (5)$$

де значення коефіцієнта ε_φ визначається згідно табл. 1 [5].

Таблиця 1 – Залежність коефіцієнта ε_φ від кута атаки φ

φ	90	80	70	60	50	40	30	20	10
ε_φ	1	1	0,98	0,94	0,87	0,76	0,65	0,59	0,55

Наведені залежності (1)–(5) дозволяють встановлювати величину коефіцієнта тепловіддачі α , що входить у формулу для розрахунку статичної методичної похибки вимірювання температури Δt , яка, як відомо [4], має наступний вигляд:

$$\Delta t = t_m - t_c = - \frac{t_c - t_{cm}}{chL \sqrt{\frac{4d_n \cdot \alpha}{\lambda_m (d_n^2 - d_{вн}^2)}}}, \quad (6)$$

де t_m , t_c , t_{cm} – відповідно температура, що вимірюється термоперетворювачем, потоку відповідно середовища і стінки трубопроводу, $^{\circ}\text{C}$; $d_{\text{вн}}$ – внутрішній діаметр металевої трубки зонду, м; L – глибина занурення зонду у середовище, де вимірюється температура, м; λ_m – коефіцієнт теплопровідності металевої трубки зонду, Вт/мК.

В табл. 2 представлені результати досліджень щодо впливу умов теплообміну, зокрема швидкості потоку повітря, на статичну методичну похибку.

Таблиця 2 – Результати впливу умов теплообміну на величину статичної методичної похибки термоперетворювача зондового типу

Швидкість потоку, м/с	Зовнішній діаметр зонду, мм	Внутрішній діаметр зонду, мм	Температура, $^{\circ}\text{C}$			Глибина занурювання зонду у середовище, мм	Коефіцієнт тепловіддачі, Вт/м ² *К	Методична похибка вимірювання температури, $^{\circ}\text{C}$
			Стінки трубопроводу	Термоперетворювача	Потоку повітря			
5	24	16	10	20,00	21,98	100	57,61	1,98
10	24	16	10	19,09	21,98	100	87,32	2,89

Аналіз даних табл. 2 свідчить, що внаслідок збільшення швидкості у два рази статична похибка вимірювання температури за рахунок відведення теплоти по трубці термоперетворювача збільшується майже у 1,5 рази.

Висновки. За результатами аналітичних досліджень встановлені рівняння для визначення коефіцієнтів тепловіддачі, що враховують умови теплообміну через металеві захисні трубки найбільш розповсюджених термоперетворювачів опору. Розрахунками доведено, що недооцінка умов теплообміну призводить до суттєвих прорахунків у визначенні методичної похибки. Представлені формули і дані обчислень дозволяють проводити аналіз щодо можливості зниження методичних похибок розглянутих датчиків температури під час виконання монтажних робіт.

Література

1. Артемьев Б.Г., Голубев С.М. Справочное пособие для работников метрологических служб: Кн.1. Москва: Изд-во стандартов, 1990. 428 с.
2. Цюцюра С.В., Цюцюра В.Д. Метрологія, основи вимірювань, стандартизація та сертифікація: навч. посіб. Київ: Знання, 2006. 242 с.
3. Наладка средств измерений и систем технологического контроля: справочное пособие / А.С. Ключев и др.; под ред. А.С. Ключева. Москва: Энергоатомиздат, 1990. 400 с.
4. Справочник по наладке автоматических устройств контроля и регулирования: часть 1, В.А. Дубровский и др. Киев: Наукова думка, 1981. 463 с.
5. Исаенко В.П., Осипова В.А., Суколом А.С. Теплопередача: учебник. Москва: Энергия, 1975. 488 с.
6. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи: Москва: Энергия, 1977. 344 с.

7. Примеры и задачи по курсу процессов и аппаратов химической технологий: учеб. пособие / Л.Л. ТОВАЖНЯНСКИЙ и др. Харьков: НТУ "ХПИ", 2006. 432 с.

Bibliography (transliterated)

1. Artem'yev B.G., Golubev S.M. Spravochnoye posobiye dlya rabotnikov metrologicheskikh sluzhb: Kn.1. Moskva: Izd-vo standartov, 1990. 428 p.
2. Tsyutsyura S.V., Tsyutsyura V.D. Metrolohiya, osnovy vymiryuvan', standartyzatsiya ta sertyfikatsiya: navch. posib. Kyyiv: Znannya, 2006. 242 p.
3. Naladka sredstv izmereniy i sistem tekhnologicheskogo kontrolya: spravochnoye posobiye / A.S. Klyuyev i dr.; pod red. A.S. Klyuyeva. Moskva: Energoatomizdat, 1990. 400 p.
4. Spravochnik po naladke avtomaticheskikh ustroystv kontrolya i regulirovaniya: chast' 1, V.A. Dubrovskiy i dr. Kiyev: Naukova dumka, 1981 . 463 p.
5. Isayenko V.P., Osipova V.A. , Sukolol A.S. Teploperedacha: uchebnik. Moskva: Energiya, 1975. 488 p.
6. Mikheyev M.A., Mikheyeva I.M. Osnovy teploperedachi: Moskva: Energiya, 1977. 344 p.
7. Primery i zadachi po kursu protsessov i apparatov khimicheskoy tekhnologii: ucheb. posobiye / L.L. Tovazhnyanskyi i dr. Khar'kov: NTU "KHPI", 2006. 432 p.

УДК 006.91(075.8)

Бабиченко А.К., Лысаченко И.Г., Деменкова С.Д.

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ МЕТОДИЧЕСКОЙ ПОГРЕШНОСТИ КОНТАКТНЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ ТЕМПЕРАТУРЫ

В статье приведены результаты аналитических исследований по установлению уравнений для расчета коэффициентов теплоотдачи, учитывающих условия теплообмена между измеряемой средой и металлическим защитным зондом термопар и термометром сопротивления. Представленные формулы и методики вычислений позволяют осуществлять анализ условий теплообмена при контактном методе измерения температуры с целью разработки мероприятий для уменьшения методической погрешности.

Babichenko A.K., Lisachenko I.G., Demenkova S.D.

TO THE QUESTION OF DETERMINING THE METHODOLOGICAL ERROR OF CONTACT TEMPERATURE TRANSFORMERS

The article presents the results of analytical studies on the establishment of equations for the calculation of heat transfer coefficients, taking into account the conditions of heat transfer between the measured medium and the metal protective probe of the thermocouple and the resistance thermometer. The presented formulas and calculation methods allow the analysis of heat transfer conditions in the contact method of temperature measurement in order to develop measures to reduce the methodological error.

УДК 667.6

Демідов Д.В., аспірант, Саєнко Н.В., доцент, Биков Р.О., доцент,
Саєнко Л.В., доцент, Ільєнко К.О., студентка

Харківський національний університет будівництва та архітектури

СПРЯМОВАНЕ РЕГУЛЮВАННЯ ГОРЮЧОСТІ ТА ВОГНЕЗАХИСНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛАКОФАРБОВИХ ПОКРИТТІВ

Ключові слова: водно-дисперсійні, лакофарбові покриття, вогнезахист, математичні моделі, рівняння регресії.

Вступ. Розробка вогнезахисних покриттів для захисту металевих і неметалевих поверхонь є одним із пріоритетних напрямків пожежної безпеки при експлуатації та ремонті виробів і конструкцій, як у побуті, так і в інших галузях промисловості, тому що вартість заходів, спрямованих на усунення наслідків пожеж, у багато разів перевищує витрати на їх профілактику.

Сучасний рівень розвитку лакофарбових матеріалів надає можливість переходу від традиційних екологічно і пожежонебезпечних органорозчинних систем до водно-дисперсійних лакофарбових покриттів (ВД-ЛФП). З моменту появи на лакофарбовому ринку ВД-ЛФП їх склад і експлуатаційні властивості постійно удосконалюються відповідно до сучасних вимог [1–4].

Основні принципи складання рецептур вогнезахисних покриттів на основі ВД-ЛФП аналогічні рецептурами традиційних лакофарбових матеріалів: плівкоутворювач, наповнювачі, пігменти (якщо необхідно), реологічні добавки, сикативи (якщо необхідно), технологічні добавки. Головна відмінність – наявність антипірену, що відповідає за процес утворення пінококсу, який виступає в ролі фізичного бар'єру, знижуючи тепло- і масоперенос від газової до конденсованої фази.

У попередніх роботах було проведено первинну оцінку вогнезахисних властивостей розроблених лакофарбових покриттів на основі водно-дисперсійного стирол-акрилового сополімеру, з використанням наповнювачів поліфосфат амонію (ПФА) і порожнистих зольних алюмосилікатних мікросфер (МС) [5–6]. Основною характеристикою ПФА для вогнезахисного складу є вміст азоту і фосфору, які повинні знаходитися в межах 14–15 % азоту і не менше 70 % фосфору відповідно. Порожністі зольні алюмосилікатні мікросфери представляють собою дрібнодисперсні порошки, які складаються з тонкостінних (0,25–10 мкм) алюмосилікатних, натрійкалій-боросилікатних частинок сферичної форми діаметром 10–500 мкм і насипною щільністю до 0,2 г/см³.

В результаті експериментальних досліджень вогнезахисних властивостей розроблених ВД-ЛФП виявлено, що їх вогнезахисні властивості в значній мірі залежать від концентрації ПФА і МС. Встановлено, що при збільшенні вмісту ПФА кисневий індекс (КІ) збільшується на 2–6 %, але при цьому міцність піноксу (F), який утворюється під час горіння знижується в 1,5–2 рази, що не дозволяє забезпечити достатній рівень ступені вогнезахисних властивостей. Це узгоджується з проведеними в роботі [7] дослідженнями, за результатами яких встановлено, що при введенні в композиції більше 30 мас.% ПФА збільшується об'ємна концентрація повітряних порожнин у спученому покритті, що знижує його вогнезахисні властивості. Зниження концентрації ПФА в ком-

позиції менш 15 мас.%. істотно зменшує коефіцієнт спучування і вихід коксового залишку.

Введення наповнювача МС від 20 до 40 мас.% не суттєво впливає на величину кисневого (КІ) і коефіцієнта спучування (Кв), при цьому втрата маси знижується за рахунок збільшення частки негорючих наповнювачів.

При спільному використанні наповнювачів ПФА і МС можна отримати більш міцний пінококсний шар з підвищенням КІ (до 31%) при незначному зниженні коефіцієнта спучування. Цей ефект досягається за рахунок впровадження частинок негорючої дисперсної фракції МС в структуру пінококсного шару, який утворюється при підвищених температурах, в результаті низької щільності і великою питомою поверхні МС, а так же часткового сплаву при температурах від 573 К, за рахунок чого зменшується частка крупних спінених порожнин, що і призводить до збільшення міцності утвореного пінокусу [8–10].

Мета роботи. Метою подальших досліджень є визначення математичних залежностей горючості (кисневий індекс та визначення втрати маси зразками деревини, обробленими випробовуваними покриттями при вогневому випробуванні в умовах, сприятливих акумуляції тепла, що дозволяє визначити групу вогнезахисної ефективності ВД-ЛФП) та вогнезахисних характеристик (коефіцієнт спучування, механічна міцність) від вмісту наповнювачів поліфосфату амонію і порожнистих зольних алюмосилікатних мікросфер.

Основна частина. Для опису цих залежностей доцільно використовувати рівняння другого ступеня. Відповідно до математичної теорії експерименту передбачити поведінку функції відгуку дає можливість ортогональний центральний композиційний план другого порядку. Проведення експерименту у відповідності до цього плану дозволяє встановити аналітичну залежність функції відгуку (y) від відповідних факторів у вигляді поліноміального рівняння другого ступеня.

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^K b_i x_i + \sum_{i < j} b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^K b_{ii} x_i^2 + \dots, \quad (1)$$

де x_i, x_j – незалежні змінні; b_0, b_i, b_{ij}, b_{ii} – коефіцієнти регресії.

Конструювання ортогонального плану другого порядку полягає в додаванні експериментальних точок до ядра повного факторного експерименту (ПФЕ), і саме, до нарошування точок, розташованих у центрі плану (на нульовому рівні факторів) і на деякій відстані від центру (в так званих «зіркових точках»). У разі двофакторного експерименту ($K = 2$) при варіюванні фактору на двох рівнях загальне число дослідів: $n = 2^K + 2K + 1 = 9$, так як 2^K – число точок ядра ПФЕ, $2K$ – число зіркових точок і 1 – одна нульова точка в центрі плану.

Планування, проведення та обробка результатів ортогонального композиційного плану експерименту складається з наступних обов'язкових етапів [11, 12]: кодування факторів; складання план-матриці експерименту; реалізація плану експерименту; перевірка адекватності поліноміальної моделі (регресійний аналіз), що дозволило оцінити дисперсію коефіцієнтів і помилок спостереження, розрахувати довірчий інтервал справжнього значення коефіцієнтів, побудувати квадратичні моделі, які адекватно описують вплив концентрацій наповнювачів ПФА і МС на коефіцієнт спучування, механічну

міцність спученого покриття, кисневого індексу і втрати маси після випробування покриттів.

На підставі даних попереднього експерименту визначення залежностей горючості та вогнезахисних характеристик ВД-ЛФП від співвідношення концентрацій ПФА і МС були обрані прийнятні номінальні значення чинників і інтервали їх варіювання (табл. 1).

Таблиця 1 – Значення факторів і інтервали їх варіювання при дослідженні вогнезахисних властивостей ВД-ЛФП, наповнених ПАФ і МС

Фактори	Рівні варіювання		
Кодовані значення	-1	0	1
Концентрація ПФА (x_1), мас.%	15	25	35
Концентрація МС (x_2), мас.%	10	20	30

Основними функціями відгуку були коефіцієнт спучування y_1 , (Кв), механічна міцність спученого покриття y_2 , (F), кисневий індекс y_3 , (КІ) і втрата маси після випробування y_4 (Δm). Матриця планування і результати експериментів представлені в таблиці 2. Розрахунок коефіцієнтів регресії здійснювали за формулою:

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^n x_{iu} y_u}{x_{iu}^2}, \quad (2)$$

де i – номер стовпчику в матриці планування; x_{iu} – елементи i -того стовпчику.

Таблиця 2 – Матриця планування і результати експерименту при вивченні залежності функцій відгуку від концентрації ПФА (25 ± 10 мас.%) і МС (20 ± 10 мас.%) при реалізації ортогонального центрального композиційного плану другого порядку

Кодовані значення			Кв	F, г/см ²	Δm , %	КІ, %
x_1	x_2	$x_1 x_2$	$y_1^{K_B}$	y_2^F	y_3^{TC}	y_4^{KI}
1	1	1	12	30,1	7,3	31,0
1	-1	-1	18	18,4	8,2	30,0
-1	1	-1	10	57,1	17,5	25,0
-1	-1	1	13	42,4	18,3	24,0
0	0	0	17	31,2	8,9	26,5
1	0	0	17	22,8	7,8	31,0
-1	0	0	12	49,7	17,8	25,0
0	1	0	15	38,8	8,5	27,0
0	-1	0	16	26,4	10,3	26,0

Користуючись формулою (2) і даними експерименту (табл. 2) визначили значення коефіцієнтів регресії, які наведені в табл. 3. Отримані рівняння регресії мають вигляд:

$$\begin{aligned}y^{K_B} &= 14,44 - 1,66x_1 + 2,00x_2 - 61,33x_1^2 - 2,33x_2^2 - 0,75x_1x_2, \\y^F &= 35,21 + 6,47x_1 - 12,98x_2 + 0,97x_1^2 + 4,62x_2^2 - 0,75x_1x_2, \\y^{\Delta m} &= 11,67 - 0,77x_1 - 4,88x_2 + 0,2x_1^2 + 3,65x_2^2 - 0,1x_1x_2, \\y_4^{KI} &= 27,28 + 0,5x_1 + 3,00x_2 - 0,33x_1^2 + 1,17x_2^2.\end{aligned}$$

Таблиця 3 – Значення коефіцієнтів регресії

Коефіцієнт регресії	Значення коефіцієнтів регресії			
	y^{K_B}	y^F	$y^{\Delta m}$	y^{KI}
b_0	14,44	35,21	11,67	27,28
b_1	-1,66	6,47	-0,77	0,50
b_2	2,00	-12,98	-4,88	3,00
b_{11}	-61,33	0,97	0,20	-0,33
b_{22}	-2,33	4,62	3,65	1,17
b_{12}	-0,75	-0,75	-0,10	0,00

Для перевірки значимості отриманого коефіцієнта регресії знаходимо його дисперсію за формулою:

$$S_{bi}^2 = \frac{S_y^2}{\sum_{u=1}^n x_{iu}^2}. \quad (3)$$

Дисперсія помилок дослідів визначається за формулою:

$$S_{(y)}^2 = \frac{\sum_{u=1}^n \sum_{q=1}^m (y_q^{4i} - \overline{y_u})^2}{n(m-1)}, \quad (4)$$

де m – число паралельних дослідів; n – число незалежних оцінок дисперсії.

Коефіцієнт регресії вважається значимим, якщо виконується нерівність:

$$|b_i| \geq \Delta b_i = t_{(0,05;f_y)} \cdot S_{bi}, \quad (5)$$

де $t_{(0,05;f_y)}$ – 5 %-а точка розподілу Стюдента с f_y ступенями свободи; Δb_i – довірчий інтервал для коефіцієнта регресії.

Перевірка адекватності моделі, відповідного рівняння регресії виконуємо за допомогою критерію Фішера. Адекватність обґрунтована, якщо виконується нерівність:

$$F = \frac{S_{ad}^2}{S_y^2} \leq F_{(0,05;f_{ad};f_y)}, \quad (6)$$

де дисперсія адекватності $S_{ay}^2 = \frac{\sum_{u=1}^n (\bar{y}_n - y_{mod})^2}{f_{ad}}$; y_{mod} – розрахункове значення відгуку

в i -том досліді; $F_{(0,05;3;9)}$ – критерій Фішера при 5%-му рівні значущості; $f_{ad} = n - 0,5(k+2)(k+1)$ – число ступенів свободи дисперсії адекватності $9 - 0,5(2+2)(2+1) = 3$; f_y – число ступенів свободи при визначенні помилки досліді.

Відповідно до проведеного аналізу, встановлено, що всі рівняння регресії являються адекватними експериментальним даними при рівні значущості 0,05. Аналіз отриманих рівнянь показав, що деякі коефіцієнти регресії незначущі, так як накриваються довірчими інтервалами і, отже, дорівнюють нулю. Після виключення незначущих коефіцієнтів рівняння регресії мають вигляд:

$$\begin{aligned} y^{K_B} &= 14,44 - 1,66x_1 + 2,00x_2 - 61,33x_1^2, \\ y^F &= 35,21 + 6,47x_1 - 12,98x_2 + 0,97x_1^2 + 4,62x_2^2, \\ y^{\Delta m} &= 11,67 - 0,77x_1 - 4,88x_2 + 0,2x_1^2 + 3,65x_2^2 - 0,1x_1x_2, \\ y^{KI} &= 27,28 + 0,5x_1 + 3,00x_2 - 0,33x_1^2. \end{aligned}$$

У загальному випадку, отримані квадратичні моделі, являють собою гіперплоскості в $(K+1)$ -мірному факторному просторі. За рівнянням регресії побудовані поверхні відгуку, які дають можливість зорового сприйняття відповідних геометричних образів (рис. 1–2). У всіх випадках гіперплоскості проходить через точку $y = b_0$. Коефіцієнти регресії при лінійних членах (x_1, x_2) характеризують нахил цієї площини, а коефіцієнти регресії при x_1^2, x_2^2 , характеризують кривизну цієї площини до відповідних осей. Взаємодія двох факторів (x_1, x_2) у всіх отриманих рівняннях регресії характеризує взаємодію одного з фактів при переході другого взаємодіючого фактору з нижнього на верхній рівень незалежно від знаку і величини коефіцієнта регресії другого фактору.

Аналіз рівнянь регресії і поверхонь відгуку залежності коефіцієнта спучування композицій від концентрації ПФА (x_1) і МС (x_2) (рис. 1, а) наочно показує, що при використанні даних наповнювачів залежність має не лінійний характер. При цьому, коефіцієнт спучування істотно залежить від концентрації ПФА, а введення МС – знижує цей показник. Максимальне значення $K_B = 18$ досягається при введенні 35 мас.% ПФА і 20 мас.% МС, а мінімальне – при ПФА 15 мас.% та МС 40 мас.%.

З рівнянь регресії і поверхонь відгуку залежності зміни кисневого індексу (KI) ВД-ЛФП від концентрації МАФ (x_1) і МС (x_2) (рис. 1, б) видно, що при використанні

даних наповнювачів зміна КІ носить практично лінійний характер, при введенні в композицію ПФА КІ суттєво підвищується. При співвідношенні наповнювачів ПФА:МС=35:40 мас.% досягається максимальне значення КІ ($KI = 31\%$), а при ступені наповнення ПФА:МС=15:20 – мінімальне значення ($KI = 24\%$).

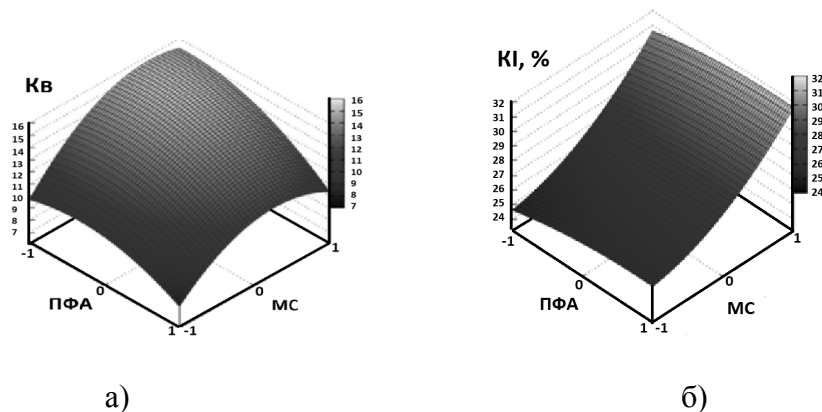


Рисунок 1 – Поверхні відгуку залежності коефіцієнта спучування (K_B) (а) і кисневого індексу (КІ) (б) ВД-ЛФП від вмісту ПФА і МС

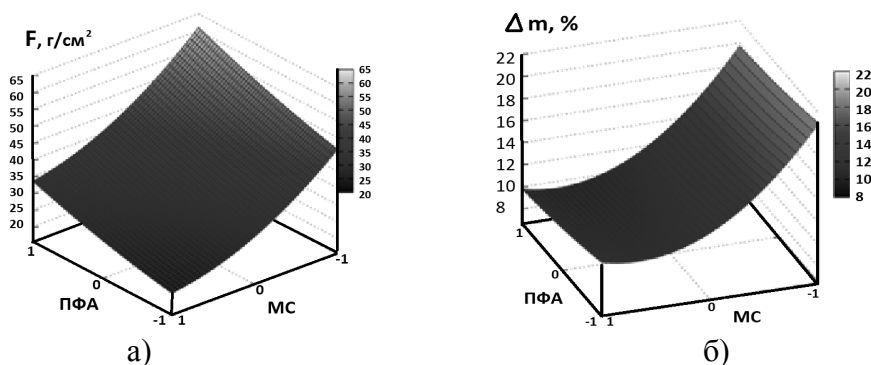


Рисунок 2 – Поверхні відгуку залежності механічної міцності спученого вогнезахисного складу (F) (в) і втрати маси (γ) ВД-ЛФП від вмісту ПФА і МС

При розгляді поверхні відгуку і рівняння регресії залежності міцності спученого ВД-ЛФП від концентрації ПФА (x_1) і МС (x_2) (рис. 2, а), можна зробити висновок, що зміна міцності при введенні в композицію ПФА знижується значно і має лінійний характер. Зі збільшенням вмісту в композиції МС міцність спученого вогнезахисного покриття зростає.

З рівнянь регресії і поверхонь відгуку залежності втрати маси після вогневого випробування ВД-ЛФП в залежності від концентрації ПФА (x_1) і МС (x_2) (рис. 2, б) можна помітити, що зі збільшенням вмісту МС втрата маси змінюється незначно. Істотне зниження втрати маси відбувається при введенні в композицію ПФА і досягається при співвідношенні ПФА:МС=35:40 мас.%.

Висновки. Отримані аналітичні залежності можуть бути використані для прогнозування значення відгуку при будь-яких значеннях факторів, що знаходяться між верхнім і нижнім рівнями після переходу до реальних змінних, тому, що в рівняннях регресії x_1 і x_2 – кодовані змінні. Наприклад, стосовно до рівняння регресії зміни кис-

невого індексу $y^{KI} = 27,28 + 0,5x_1 + 3,00x_2 - 0,33x_1^2$ перехід кодових до реальних змінним і назад здійснюється за допомогою наступної формули:

$$x_i = \frac{X_i - x_{i0}}{\delta_i}, \quad (7)$$

де X_i – натуральне значення фактору; x_{i0} – значення і-того фактору на нульовому рівні; δ_i – інтервал варіювання і-того фактору.

Концентрація ПФА (x_1) коливалася від 15 до 35 мас.%, а концентрація МС (x_2) від 20 до 40 мас.%. Розрахуємо, наприклад значення КІ розробленого вогнезахисного покриття при концентрації ПФА, що дорівнює 35 мас.%, а МС – 40 мас.%. Значення факторів переводимо в кодову форму:

$$x_1 = \frac{35 - 25}{10} = 1; \quad x_2 = \frac{40 - 30}{10} = 1.$$

Підставляючи x_1 та x_2 в рівняння регресії, отримаємо шукане значення кисневого індексу при обраному значенні факторів:

$$y^{KI} = 27,28 + 0,5 \cdot 1 + 3,00 \cdot 1 - 0,33 \cdot 1^2 = 30,45\%.$$

Таким чином, проведені дослідження дозволили встановити закономірності впливу концентрації наповнювачів поліфосфату амонію і алюмосилікатних мікросфер на горючість та вогнезахисні характеристики водно-дисперсійних лакофарбових покриттів. Отримані залежності дозволяють вибрати раціональне поєднання наповнювачів для водно-дисперсійних лакофарбових покриттів, яке буде відповідати вимогам пасивного вогнезахисту будівельних виробів.

Література

1. Казакова Е.Е., Скороходова О.Н. Водно-дисперсионные акриловые лакокрасочные материалы строительного назначения. – М.: ООО «Пэйнт-Медиа», 2003. – 136 с.
2. Lobkovsky V. Water-dispersions paints to protect metal and concrete from corrosion // Industrial coatings. – 2016. – №4. – pp. 28-31.
3. Кузнецова О.П., Светлаков А.П., Степин С.Н., Вахин А.В., Алантьева Е.В. Противокоррозионная грунтовка на основе водной дисперсии акрилового сополимера // Лакокрасочные материалы и их применение. – 2005. – №7. – С. 8-10.
4. Степин С.Н., Николаева Т.В., Гришин П.В. Применение водно-дисперсионных материалов на основе акриловых сополимеров для антикоррозионной защиты металлов // Вестник Казанского технологического университета. – 2014. – Т. 17, №. 16. – С. 219-220.
5. Саенко Н. В., Демидов Д.В. Первичная оценка огнезащитных свойств водно-дисперсионных акриловых покрытий теплоизоляционного назначения. – Науковий вісник будівництва. – Харків: ХНУБА, 2016. – Т. 86, № 4. – С. 154-157.

6. Балакин В. М., Селезнёв А.М., Белоногов К.В. Первичная оценка огнезащитных свойств вспучивающихся покрытий на основе различных водных дисперсий // Пожаровзрывобезопасность. – 2010. – Т. 19, № 6. – С.14-18.
7. Безуглый А.М. Повышение эффективности вспучивающихся огнезащитных составов на основе эпоксиполимеров. – Рукопись. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук по специальности 21.06.02 – пожарная безопасность / А.М. Безуглый – Университет гражданской защиты Украины, Харьков, 2008 – 205 с.
8. Березовський А.І., Маладика І.Г., Саєнко Н.В., Попов Ю.В. Визначення міцносних характеристик теплоізолюючого спученого шару вогневібростійких покриттів для протипожежного захисту металевих виробів // IV міжнародна науково-практична конференція «Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій»: Черкаси. – 2012. – С. 172-177.
9. Андронов В.А., Данченко Ю.М., Саєнко Н.В., Коссе А.Г., Плисюк Т.А. Оценка эффективности применения эпоксидных полимерных композиций для огнезащиты клееной древесины. – Проблемы пожарной безопасности. – Харьков: НУЦГЗ, 2014. – Вып. 36. – С. 10-16.
10. Григоренко О.М., Золкіна Є.С. Дослідження спучування вогнезахисних епоксидних покриттів, модифікованих металовмісними добавками. – Проблемы пожарной безопасности. – Харьков: НУЦГЗ, 2018. – Вып. 43. – С. 31-37.
11. Винарский М.С., Лурье М.В. Планирование эксперимента в технологических исследованиях. – Киев: Техніка, 1975. – 168 с.
12. Блохин В.Г., Глудкин О.П., Гуров А.И. Ханин М.А. Современный эксперимент: подготовка, проведение, анализ результатов. – М.: Радио и связь, 1997. – 232 с.

Bibliography (transliterated)

1. Kazakova E.E., Skorohodova O.N. Vodno-dispersionnye akrilovye lakokrasochnye materialy stroitel'nogo naznacheniya. – M.: ООО «Pejnt-Media», 2003. – 136 p.
2. Lobkovsky V. Water-dispersions paints to protect metal and concrete from corrosion // Industrial coatings. – 2016. – # 4. – pp. 28–31.
3. Kuznecova O.P., Svetlakov A.P., Stepin S.N., Vahin A.V., Alanteva E.V. Protivokorroziyonnaya gruntovka na osnove vodnoj dispersii akrilovogo sopolimera // Lakokrasochnye materialy i ih primeneniye. – 2005. – # 7. – P. 8–10.
4. Stepin S.N., Nikolaeva T.V., Grishin P.V. Primeneniye vodno-dispersionnykh materialov na osnove akrilovykh sopolimerov dlya antikorroziynnoy zashity metallov // Vestnik Kazanskogo tekhnologicheskogo universiteta. – 2014. – T. 17, # 16. – P. 219–220.
5. Saenko N.V., Demidov D.V. Pervichnaya ocenka ognезashitnykh svoystv vodno-dispersionnykh akrilovykh pokrytij teploizolyatsionnogo naznacheniya. – Nauchnij visnik budivnictva. – Harkiv: HNUBA, 2016. – T. 86, # 4. – P. 154–157.
6. Balakin V.M., Seleznyov A.M., Belonogov K.V. Pervichnaya ocenka ognезashitnykh svoystv vspuchivayushihsysya pokrytij na osnove razlichnykh vodnykh dispersij // Pozharovzryvobezopasnost. – 2010. – T. 19, # 6. – P. 14–18.
7. Bezuglyj A.M. Povysheniye effektivnosti vspuchivayushihsysya ognезashitnykh sostavov na osnove epoksipolimerov. – Rukopis. Dissertatsiya na soiskaniye uchenoj stepeni kandidata tekhnicheskikh nauk po specialnosti 21.06.02 – pozharnaya bezopasnost / A.M. Bezuglyj – Universitet grazhdanskoj zashity Ukrainy, Harkov, 2008 – 205 p.

8. Berezovskij A.I., Maladika I.G., Sayenko N.V., Popov Yu.V. Vyznachennya mihnosnih harakteristik teploizolyuyuchogo spuchenogo sharu vognevibrostitijkih pokrittiv dlya protipozhezhnogo zahistu metalevih virobiv // IV mizhnarodna naukovo-praktichna konferenciya «Teoriya i praktika gasinnya pozhezh ta likvidaciyi nadzvichajnih situacij»: Cherkasi. – 2012. – P. 172–177.

9. Andronov V.A., Danchenko Yu.M., Saenko N.V., Kosse A.G., Plisyuk T.A. Ocenka effektivnosti primeneniya epoksidnyh polimernykh kompozicij dlya ognезashity kleenoi drevesiny. – Problemy pozharnoi bezopasnosti. – Harkiv: NUCGZ, 2014. – Vip. 36. – P. 10–16.

10. Grigorenko O.M., Zolkina Ye.S. Doslidzhennya spuchuvannya vognezahisnih epoksiaminnih pokrittiv, modifikovanih metalovmisnimi dobavkami. – Problemy pozharnoi bezopasnosti. – Harkiv: NUCGZ, 2018. – Vip. 43. – P. 31–37.

11. Vinarskij M.S., Lure M.V. Planirovanie eksperimenta v tehnologicheskikh issledovaniyah. – Kiev: Tehnika, 1975. – 168 p.

12. Blohin V.G., Gludkin O.P., Gurov A.I. Hanin M.A. Sovremennyy eksperiment: podgotovka, provedenie, analiz rezultatov. – M.: Radio i svyaz, 1997. – 232 p.

УДК 667.6

Демидов Д.В., аспірант, Саєнко Н.В., доцент, Быков Р.А., доцент,
Саєнко Л.В., доцент, Ільєнко К.А., студентка

НАПРАВЛЕННОЕ РЕГУЛИРОВАНИЕ ГОРЮЧЕСТИ И ОГНЕЗАЩИТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛАКОКРАСОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

Харьковский национальный университет строительства и архитектуры

В данной работе рассмотрены математические модели зависимости горючести и огнезащитных характеристик водно-дисперсионных лакокрасочных покрытий от содержания наполнителей полифосфата аммония и полых зольных алюмосиликатных микросфер. С помощью полученных уравнений регрессии второго порядка построены поверхности отклика, позволяющие найти значение функции при изменении концентрационного состава наполнителей в заданных пределах и прогнозировать горючесть и огнезащитные свойства водно-дисперсионных лакокрасочных покрытий для пассивной огнезащиты строительных изделий и конструкций.

Demidov D., Saenko N., Bikov R., Saenko L., Ilenko K.

DIRECTED TO REGULATE FLAMMABILITY AND FIRE-PROTECTIVE CHARACTERISTICS OF PAINT COATINGS

In this paper we consider mathematical models of the dependence of the flammability and flame retardant characteristics of water-dispersion paint coatings on the content of ammonium polyphosphate fillers and hollow aluminosilicate microspheres. Using the obtained regression equations of the second order, response surfaces were constructed, allowing to find the value of the function when the concentration composition of the fillers is changed within the specified limits and to predict the flammability and fire-protective properties of water-dispersion paint coatings for passive fire protection of building products and structures.

УДК 661.333.504.5

Зинченко М.Г., к.техн.н., профессор, Пономаренко Е.Д., доцент, Горбунов К.А.,
к.техн.н., профессор, Горбунова О.А., старший преподаватель

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"

ОЧИСТКА ГАЗОВЫХ ВЫБРОСОВ ПРОИЗВОДСТВА КАЛЬЦИНИРОВАННОЙ СОДЫ ОТ СУЛЬФИДА ВОДОРОДА

Ключевые слова: кальцинированная сода, сульфид водорода, адсорбенты, удельная адсорбционная емкость

Вступление. Заводы, производящие кальцинированную соду аммиачным способом, сбрасывают относительно небольшие объемы вредных газов, среди которых особую опасность представляют оксид углерода и сульфид водорода. Валовые количества этих компонентов небольшие, но из-за расположения содовых заводов в регионах, пересыщенных химическими предприятиями, и значительного фоновое загрязнение концентрации, в частности, сульфида водорода в селитебной зоне и на границах санитарных зон заводов оказываются выше нормы ПДК. Расчеты нормативов предельно допустимых выбросов показывают, что концентрация сероводорода в газовых выбросах должна быть снижена со 150–500 до 50–80 мг/м³. В случае необходимости каталитического дожигания оксида углерода концентрация H₂S должна быть еще ниже – менее 0,2 мг/м³ [1]. Как показывает анализ литературных источников, для столь тонкой очистки может быть рекомендован метод адсорбции.

Анализ состояния проблемы, последних достижений и публикаций

Процессы очистки газов от сульфида водорода основаны на высокой избирательности адсорбции этого компонента технологического газа промышленными адсорбентами.

При выборе метода очистки от сульфида водорода нужно иметь в виду присутствие в газах содового производства другого «кислого» компонента – диоксида углерода, удаление которого с технико-экономической точки зрения нецелесообразно. В этой связи поглотитель сульфида водорода должен обладать высокой избирательностью сорбции целевого компонента (H₂S) в присутствии диоксида углерода.

Сульфид водорода, уловленный из газов, в зависимости от метода очистки выделяется в виде элементарной серы или концентрированного газа, который каталитически перерабатывают в серную кислоту и элементарную серу. С экономической точки зрения более целесообразна переработка H₂S в элементарную серу, которая является дефицитным продуктом [2].

В качестве адсорбентов для улавливания сульфида водорода используется широкий спектр пористых минеральных поглотителей. Наиболее распространенными в промышленной практике являются активированные угли, цеолиты, модифицированные силикагели; широкое применение находят хемосорбенты [2, 3].

Очистка цеолитами. Цеолиты NaA, CaA являются эффективными сорбентами, отличающимися высокой адсорбционной способностью и селективностью по отношению к сульфиду водорода. Процесс можно проводить в присутствии CO₂, который хоть

и сорбируется вместе с сульфидом водорода, но значительно легче десорбируется. На начальной стадии очистки из загрязненного газа извлекаются как сульфид водорода, так и CO_2 . Затем сульфид водорода вытесняет из сорбента диоксид углерода, и содержание последнего в выходящем из адсорбера газе начинает возрастать. В то же время сульфид водорода продолжает количественно поглощаться вплоть до момента проскока.

Наилучшими адсорбционными и эксплуатационными свойствами обладают цеолиты типа CaA [3, 4]. Цеолиты типа NaA отличаются низкой скоростью поглощения и десорбции сернистых соединений. Цеолит NaX катализирует реакцию окисления сульфида водорода с образованием элементарной серы, дезактивирующей адсорбент, однако это свойство не исключает возможность его применения для сероочистки газов.

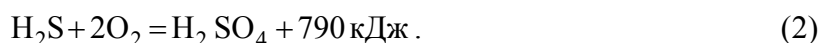
Цеолиты применяют для тонкой очистки газа при исходной концентрации H_2S 2–0,2 г/м³, при этом остаточная его концентрация не превышает 0,2 мг/м³. Цеолиты намного дороже всех остальных адсорбентов, поэтому обязательна их регенерация. Ее можно осуществлять потоком инертного газа или очищенным газом при 300–500° С; предложена также регенерация паром [5].

Очистка газов активным углем состоит в адсорбции сульфида водорода на поверхности угля и последующем окислении H_2S кислородом воздуха до элементарной серы. Активный уголь одновременно является адсорбентом и катализатором окисления поглощенного сульфида водорода в адсорбированной фазе [6]. При этом адсорбционно-каталитические свойства углей используют, чтобы не только очистить газ, но и получить товарный продукт – серу:



Каталитические свойства сорбента усиливают путем нанесения на его поверхность других веществ – катализаторов окисления сульфида водорода например, йода. При этом степень извлечения сульфида водорода может достигать 99,5 %. Наиболее эффективен для очистки газа от сульфида водорода специально разработанный рекуперационный активный уголь марки AP-B. Образующаяся на поверхности и в объеме пор сорбента элементарная сера снижает его активность, поэтому периодически проводят регенерацию угля. Для этого серу вымывают из сорбента специальным растворителем. Далее промытый уголь очищают от растворителя, сушат. При этом возникает проблема рекуперации растворителя, а также проблема очистки газовых выбросов от паров растворителя. Однако при очистке газов с малым (до 1 г/м³) содержанием сульфида водорода целесообразно отказаться от экстракции серы из угля. [6, 7].

Трудность использования активного угля для решения задачи сероочистки заключается в том, что при улавливании сульфида водорода углем в присутствии кислорода основная реакция преобразования адсорбата в элементарную серу сопровождается побочным сильно экзотермическим процессом образования серной кислоты:



При этом возникает опасность возгорания угля. Образовавшуюся серную кислоту нейтрализуют газообразным аммиаком.

Для регенерации насыщенного серой угля обычно применяют водный раствор сульфида аммония, который при взаимодействии с серой превращается в многосернистый аммоний:



Отработанный раствор разлагают острым паром с выделением серы чистотой 99,9 %:



Очистка поглотителями на основе оксидов железа. Сульфид водорода в этом процессе поглощается оксидом железа (Fe_2O_3), нанесенным на деревянную стружку. Оксид железа реагирует с сульфидом водорода, образуя сульфид железа



Регенерация поглотителя осуществляется продувкой воздухом. Сульфид железа окисляется до Fe_2O_3 ; при этом образуется сера, которая откладывается на поверхности адсорбента:



Обычно регенерацию проводят периодически, продувая слой поглотителя потоком воздуха. Каждая загрузка поглотителя может быть регенерирована несколько раз, но после каждой регенерации очистка газа от сульфида водорода ухудшается и в конце концов возникает необходимость в замене слоя новым поглотителем [7]. Установка, состоящая из двух колонн (диаметр 0,4 м, высота 1,5 м), обеспечивает непрерывную очистку $60 \text{ м}^3/\text{сутки}$ газа. Когда в одной колонне идет процесс поглощения H_2S , другая продувается воздухом с целью регенерации адсорбента.

Важным преимуществом метода является простота конструкции и низкое гидравлическое сопротивление аппаратуры для очистки газов. Недостатком является громоздкость оборудования, трудоемкость его обслуживания, значительные капитальные затраты.

Избирательное поглощение сульфида водорода может быть достигнуто с помощью хемосорбентов. Хемосорбционные методы основаны на способности соединений серы, прежде всего H_2S , при высоких температурах вступать в химическое взаимодействие с оксидами многих металлов – кальция, железа, цинка, марганца, титана и других – с образованием сульфидов.

Общими требованиями [8] к хемосорбентам для улавливания H_2S из технологических газов являются:

- высокая сероёмкость, то есть поглощение максимального количества сульфида водорода;
- механическая прочность;
- ограниченная возможность побочных реакций с компонентами технологического газа;
- доступность и дешевизна;
- исключение образования карбонатов за счет CO_2 , содержащегося в газах.

Самыми распространенными хемосорбентами очистки газов от сульфида водорода являются хемосорбенты на основе оксида цинка [2, 7–9].

Реакции ZnO с соединениями серы описываются уравнением:



При 350–400 °С основная реакция поглощения H₂S при отсутствии паров воды и водорода практически необратима. Пары воды являются продуктом реакции, поэтому они оказывают влияние на равновесие этой реакции тем больше, чем выше температура [9].

Высокотемпературные цинкооксидные поглотители на основе ZnO нашли промышленное применение при сероочистке природного газа [8]. Они высокоактивны к H₂S и не взаимодействуют с другими компонентами газа. Однако исходная начальная концентрация H₂S в газе при их использовании невысока (до 150÷200 ppm), поскольку только в этом случае установки с применением ZnO могут работать непрерывно в течение 0,5–4 лет без регенерации. За этот период поглотитель отработает примерно 93 % своей полной сероёмкости; после чего отработанный хемосорбент, содержащий около 25 % масс. серы, утилизируют и заменяют. Объём поглотителя в реакторах определяется транспортабельными габаритами аппаратов и, как правило, не превышает 120 м³. Диапазон применяемых объёмных скоростей газа – от 600 до 2000 ч⁻¹ [10].

Отечественные таблетированные поглотители ГИАП-10 и ГИАП-10-2, выпускаемые ТОВ "Хімтехнологія", эффективны при малых (до 1500 ч⁻¹) объёмных скоростях газа, температуре 350–390 °С и умеренной концентрации сернистых соединений (до 100 мг/м³ при н.у.). Их фактическая сероёмкость составляет 20–24 % по массе, или 0,2÷0,24 г/г. Благодаря большой насыпной плотности каждая загрузка характеризуется продолжительным сроком эксплуатации.

На основании изложенного можно сделать вывод, что для извлечения сульфида водорода из технологических газов содового производства, имеющих низкую исходную концентрацию H₂S, целесообразно использовать адсорбенты, распространенные в практике промышленной очистки газов (активный уголь, цеолиты, силикагели, хемосорбенты). Определить наиболее эффективный адсорбент для условий содового производства возможно только путем экспериментальных исследований.

Цель работы: выбрать наиболее сероёмкий и относительно дешевый адсорбент для очистки хвостовых газов содового производства от сульфида водорода. Определить удельную адсорбционную емкость выбранного адсорбента – основную расчетную величину, используемую при проектировании адсорберов.

Основная часть работы. В качестве поглотителей исследовались: цеолит марки СаА, силикагели марок КСМГ та ШСМГ, активный уголь марки АР-В, а также окисно-цинковая поглотительная масса ГИАП-10.

Исследования проводились в режиме неподвижного слоя с использованием искусственной газовой смеси, идентичной по концентрации компонентов составу отходящих газов колонн содовых заводов (6 % об. О₂ и 90 мг/м³ H₂S). Температурный режим принимался оптимальным для каждого поглотителя: 350–400 °С для ГИАП-10; 22–25 °С для остальных адсорбентов.

Схема лабораторной установки представлена на рисунке 1.

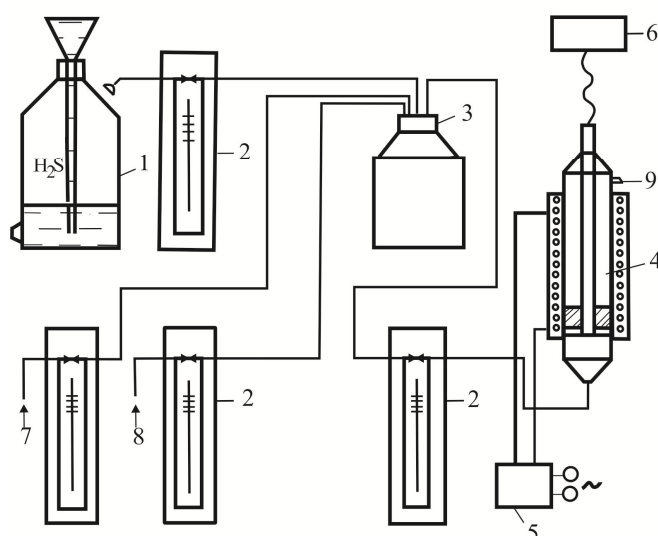


Рисунок 1 – Схема лабораторной установки для исследования адсорбции сульфида водорода
1 – газометр с H_2S ; 2 – реометры; 3 – смеситель; 4 – реактор с электрообогревом;
5 – автотрансформатор; 6 – потенциометр; 7 – воздух;
8 – азот; 9 – очищенный газ (на анализ)

Сульфид водорода из газометра, азот и воздух через расходомеры направлялись в смеситель 3, далее в стеклянный реактор (4) диаметром 20 мм, высотой 250 мм. Температура в реакторе поддерживалась с помощью электрообогрева и контролировалась хромель – алюмелевой термопарой, опущенной в слой адсорбента. Высота слоя в реакторе в опытах со всеми адсорбентами была 8 см. Скорость газа в расчете на полное сечение реактора составляла 0,05 м/с. Сравнение адсорбентов проводилось по времени от начала подачи газа до появления сульфида водорода на выходе из поглотителя (время защитного действия). В качестве индикатора наличия H_2S использовали полоску бумаги, пропитанную двухпроцентным раствором ацетата свинца, которая начинает темнеть в присутствии следов этого газа.

Из полученных данных (таблица 1) видно, что поглотитель ГИАП-10 резко выделяется среди прочих своей адсорбционной емкостью.

Таблица 1– Результаты определения времени защитного действия адсорбентов

Марка адсорбента	Время защитного действия, мин.	
	Среднее	СКО*
CaA	40	2,3
ШСМГ	48	2,8
КСМГ	20	1,6
АР-В	105	4,7
ГИАП-10	$2,6 \times 10^4$	$1,3 \times 10^3$

* СКО – средне квадратичное отклонение

Дальнейшие эксперименты по выбору оптимальных условий процесса адсорбции сульфида водорода проводились с поглотителем ГИАП-10.

Исследования процесса адсорбции сульфида водорода с поглотителем ГИ-АП-10. Удельная адсорбционная емкость Y выбранного адсорбента определяется как

$$Y = M / V, \quad (8)$$

где M – масса компонента А газовой смеси, V – объем адсорбента.

Известно [2], что масса M компонента А газовой смеси, адсорбированного поглотителем, определяется по формуле

$$M = \int_0^{\tau_n} C \cdot G \cdot d\tau, \quad (9)$$

где τ – время, τ_n – время окончания процесса, C – концентрация компонента в смеси, G – расход смеси.

Примем постоянными C и G . После интегрирования уравнение (9) принимает вид

$$M = C \cdot G \cdot \tau_n \quad (10)$$

Предполагается, что адсорбционная емкость Y и соответственно масса M компонента газовой смеси, является линейной функцией температуры t :

$$Y(t, \beta_0, \beta_1) = \beta_0 + \beta_1 t, \quad (11)$$

где β_0, β_1 — неизвестные параметры.

Для подтверждения этого предположения был поставлен однофакторный эксперимент. Было проведено 5 опытов в диапазоне температур 300–400 °С с тремя параллельными измерениями при температуре 350 °С.

Значение времени τ_n в формулах (9), (10) заранее не было известно. Для его определения необходимо было запустить экспериментальную установку и ждать появления проскока газа H_2S . Однако первый же опыт пришлось прекратить через 36 часов из-за неудачного выбора факторов. С другой стороны, слишком малое время процесса $\tau_n < 20$ минут не позволяет успеть сделать замеры концентрации адсорбтива. Заранее точно установить определенную концентрацию адсорбтива в опыте сложно. Можно лишь приблизительно задать соотношение расходов адсорбтива и инерта, взять пробу и затем произвести анализ концентрации адсорбтива в пробе. Время этого анализа и составляло около 20 мин. Поэтому длительность эксперимента была кратной этому времени.

Для оптимального сокращения длительности опытов была использована «ускоряющая» стратегия. Если концентрацию C периодически увеличивать в процессе эксперимента, то время τ_n должно наступить быстро. В этом случае интегрирование уравнения (9) дает следующую формулу для расчета массы адсорбтива:

$$M = G \cdot \sum_{i=1}^n C_i \cdot (\tau_i - \tau_{i-1}), \quad (12)$$

где τ_{i-1} , τ_i – время начала и конца процесса адсорбции, в котором концентрация компонента C_i постоянна; $\tau_0 = 0$.

Изменение концентрации адсорбтива (C , об %), подаваемого в адсорбционную колонку, во времени (τ , мин) для каждого с 1-го по 5-ый номера опытов представлена на рис. 2. Точки в конце линий соответствуют появлению проскока адсорбента на выходе из реактора. Это позволило сократить время каждого опыта.

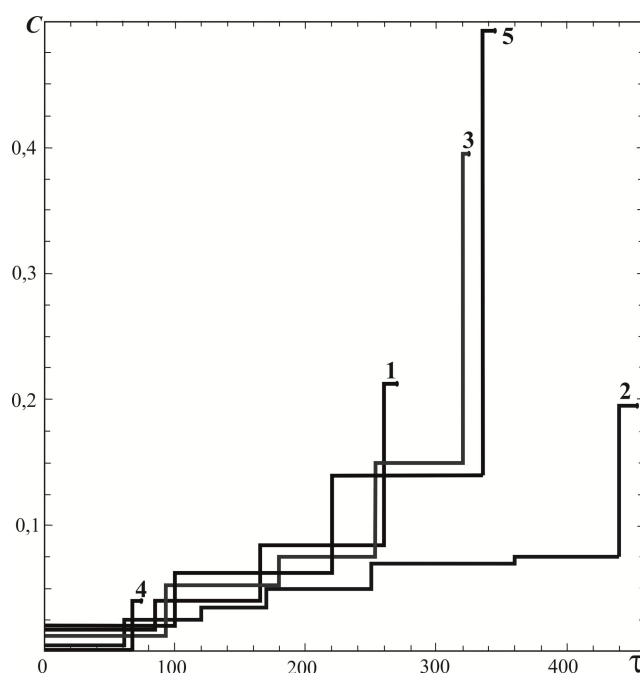


Рисунок 2 – Изменение концентрации адсорбтива (C , об %), подаваемого во времени (τ , мин)

Результаты эксперимента позволили определить значение адсорбционной емкости Y (12) в каждом опыте и представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Экспериментальные данные зависимости адсорбционной емкости Y , г/см³ от температуры t , °C

$t, ^\circ\text{C}$	x	300	350	350	350	400
$Y, \text{г/см}^3$	y	0,16	0,58	1,125	1,25	3,125

Данные эксперимента (таблица 2), предполагая линейную зависимость адсорбционной емкости Y от температуры (11), аппроксимировали линейной функцией $f(x, \beta_0, \beta_1)$. Это означает, что результаты измерений можно представить в виде зависимости $y_i = \beta_0 + \beta_1 x_i + \varepsilon_i$, где β_0 , β_1 – неизвестные параметры регрессии, а ε_i – случайные величины, характеризующие погрешности эксперимента. Предполагается [12], что ε_i – независимые нормально распределенные случайные величины с математическим ожиданием $M(\varepsilon_i) = 0$ и одинаковыми дисперсиями $D(\varepsilon_i) = \sigma^2$.

Оценили параметры β_0, β_1 методом наименьших квадратов, так, чтобы сумма квадратов отклонений значений выбранной для аппроксимации функции от результатов эксперимента была минимальной.

Получили точечные оценки коэффициентов регрессии $b_0 = -9,13$ и $b_1 = -0,03$ параметров β_0, β_1 . Это означает, что регрессионная модель подобрана и имеет вид:

$$\hat{y} = -9.13 + 0.03 \cdot x. \quad (13)$$

Далее оценили качество модели, насколько хорошо модель описывает имеющиеся данные. Для этого используют такую численную характеристику модели, как доверительный интервал для параметра β_1 . Необходимо было установить вероятность того, что линейная связь между данными случайной выборки свидетельствует о линейной связи в генеральной совокупности.

Если постулируется одномерная модель первого порядка, значения отклика $y_i = \beta_0 + \beta_1 x_i + \varepsilon_i$ являются нормально распределенными случайными величинами с математическим ожиданием $M[y_i] = \beta_0 + \beta_1 x_i$ и дисперсией $D[y_i] = \sigma^2$. Если постулируемая модель является «истинной», то остаточная дисперсия $s_{\text{ост}}^2$ служит оценкой σ^2 . Оценки b_0 и b_1 являются (в случае правильности модели) несмещенными оценками истинных коэффициентов β_0 и β_1 , то есть $M[b_0] = \beta_0$, $M[b_1] = \beta_1$ [11, 12].

Значение остаточной дисперсии (остаток относительно регрессии) $s_{\text{ост}}^2 = 0,258$ при числе степеней свободы $f_{\text{ост}} = n - 2 = 3$. Применяя $s_{\text{ост}}^2$ в качестве оценки дисперсии $D[y_i] = \sigma^2$ и используя квантили распределения Стьюдента $t(1 - \alpha/2, n - 2) = 3,182$ с уровнем значимости $\alpha = 0,05$, построили доверительный интервал для коэффициента β_1 :

$$\beta_1 = b_1 \pm t(1 - \alpha/2, n - 2) s_{\text{ост}} \sqrt{\frac{1}{\sum (x_i - \bar{x})^2}} = 0.03 \pm 0.023, \quad (14)$$

где $s_{\text{ост}}$ – среднеквадратичное отклонение.

$$\beta_{1,\text{max}} = 0,03 + 0,023 = 0,053, \quad \beta_{1,\text{min}} = 0,03 - 0,023 = 0,007$$

Используя выражение (14), проверили нулевую гипотезу H_0 (отсутствие линейной связи между переменными x и y) с уровнем значимости $\alpha = 0,05$ о равенстве нулю коэффициента β_1 ($H_0 : \beta_1 = 0$ против $H_1 : \beta_1 \neq 0$). Так как доверительный интервал не включает нуль, то нулевая гипотеза отвергается и, следовательно, регрессия значима. Такой же результат получаем, сравнивая значение выражения $F = s_{(b_1|b_0)}^2 / s_{\text{ост}}^2 = \frac{4,396}{0,258} = 17,068$ с F – распределением Фишера с одной и $n - 2 = 3$ степенями свободы $F_{kr} = 10,128$. Здесь $s_{(b_1|b_0)}^2$ – средний квадрат, обусловленный регресси-

ей с коррекцией на среднее. Расчетное значение F превышает критическое F_{kr} , следовательно отбрасываем гипотезу H_0 с риском ошибиться не более, чем $\alpha \cdot 100\%$.

Оценочное уравнение регрессии $\hat{y} = -9.13 + 0.03 \cdot x$ значимо, так как расчетное значение F -критерия превышает критическое значение ($17,068 > 10,128$). Для коэффициента β_1 получен следующий доверительный интервал: $0,007 < \beta_1 < 0,053$.

Построили с доверительной вероятностью 0,95 интервалы прогноза (доверительный коридор) линии регрессии [13]. В области изменения аргумента выбрали точку x_0 и вычислили прогнозируемое значение отклика по найденному уравнению регрессии $\hat{y}_0 = -9.13 + 0.03 \cdot x_0$. Это точечный прогноз. Определили стандартную ошибку прогноза:

$$\delta_{\hat{y}_0} = \sqrt{s_{\text{ост}}^2 \cdot \left(\frac{1}{n} + \frac{(x_0 - \bar{x})^2}{\sum_i (x_i - \bar{x})^2} \right)}, \quad (15)$$

а также верхнюю и нижнюю границы интервала, накрывающего истинное значение величины $\hat{y}_0$ с вероятностью $1 - \alpha$.

$$\gamma_{\hat{y}_{0\min}} = \hat{y}_0 - \Delta_{\hat{y}_0}, \quad \gamma_{\hat{y}_{0\max}} = \hat{y}_0 + \Delta_{\hat{y}_0}, \quad (16)$$

где $\Delta_{\hat{y}_0} = t(1 - \alpha / 2, n - 2) \cdot \delta_{\hat{y}_0}$, $t(1 - \alpha / 2, n - 2)$ – квантили распределения Стьюдента для данного уровня значимости α . $\alpha = 0,05$.

Прогнозные значения фактора x взяты в диапазоне температур (300 °С–400 °С) с шагом 20 °С. Для каждого прогнозного значения фактора рассчитаны значения $\delta_{\hat{y}}$, $\Delta_{\hat{y}}$, $\hat{y}$, $\gamma_{\hat{y}_{\min}}$, $\gamma_{\hat{y}_{\max}}$.

Отметим, что все построения имеют физический смысл в области $Y > 0$; при $Y = 0$ находим по формуле (13) $t = 304,3^\circ\text{C}$ – точечную оценку температуры начала процесса адсорбции. Прогнозная оценка значения удельной адсорбционной емкости адсорбента Y , г/см³ при этой температуре с доверительной вероятностью 95 % попадает в доверительный коридор $0 < \hat{y}(304,3^\circ\text{C}) < 1,159 \text{ г/см}^3$, а при $t = 380^\circ\text{C}$ прогнозная оценка значения удельной адсорбционной емкости адсорбента попадает в доверительный коридор $1,142 \text{ г/см}^3 < (\hat{y}(380^\circ\text{C}) = 2,137) < 3,133 \text{ г/см}^3$.

На рисунке 3 приведены графические результаты статистической обработки экспериментальных данных: экспериментальные значения; прогнозируемые значения по уравнению регрессии (13), верхняя и нижняя границы 95 %-ного доверительного коридора.

Выводы. Проведены исследования по выбору наиболее сероёмкого и относительно дешевого адсорбента для очистки хвостовых газов содового производства от сульфида водорода. Исследовались поглотители: цеолит марки СаА, силикагели марок КСМГ та ШСМГ, активный уголь марки АР-В, а также окисно-цинковая поглотительная масса ГИАП-10. Сравнение адсорбентов производилось по времени защитного действия. Наилучший результат достигнут при применении хемосорбента ГИАП-10, кото-

рий был использован в дальнейших исследованиях по определению адсорбционной емкости поглотителя. Получена математическая модель зависимости удельной адсорбционной емкости от температуры $\hat{Y} = -9.13 + 0.03 \cdot t$. Проведен статистический анализ полученного уравнения регрессии. Показано, что уравнение регрессии значимо, построены верхняя и нижняя границы 95 %-ного доверительного коридора. Полученные данные позволяют оценить количество и объем адсорберов, массу разовой загрузки адсорберов и расход адсорбента.

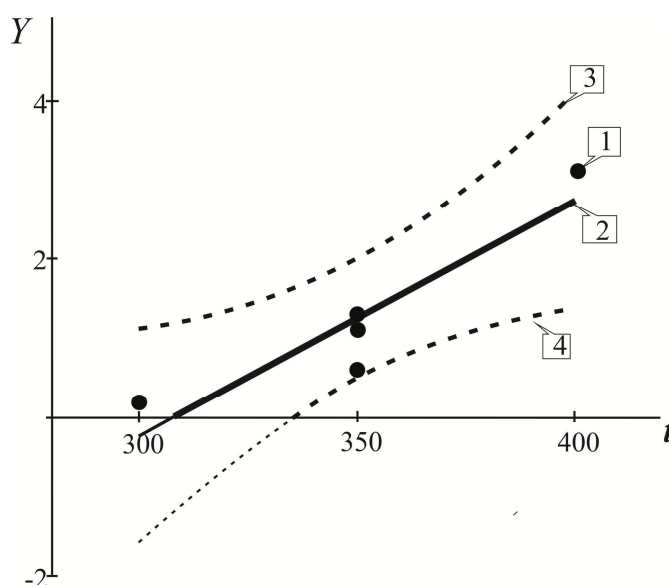


Рисунок 3 – Зависимость удельной адсорбционной емкости Y , г/см³ от температуры t , °C:
1 – экспериментальные значения, 2 – прогнозируемые значения по уравнению регрессии; 3 – верхняя и 4 – нижняя границы 95 %-ного доверительного коридора

Литература

1. Зінченко М.Г. Вибір адсорбенту для очистки скидних газів содового виробництва від сірководню / М.Г.Зінченко, М.А.Цейтлін //5-й міжнародний конгрес «Захист навколишнього середовища. Енергоощадність. Збалансоване природокористування» Збірник матеріалів. 26–29 вересня 2018 Львів, видавництво Львівської політехніки, с.103
2. Кельцев Н.В. Основы адсорбционной техники / Н.В Кельцев. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Химия, 1984. – 592 с.
3. Xie W. Research progress of removal of H₂S from coal gas by dry method /W. Xie, L. Chang, J. Yu, K. Xie // Journal of Chemical Industrial and Engineering (China). – 2006. – Vol. 57. – Iss. 9. – P. 2012–2020.
4. Hartmann, V.L. Gas-solid reaction modeling as applied to the finedesulfurisation of gaseous feedstocks / V.L Hartmann // Chemical Engineering Journal.– 2007. – Vol. 134. – Iss. 1-3. – P. 190–194
5. Zhoy, L. Feasibility study on pressure swing sorption for removing H₂S from natural gas / L. Zhoy, M. Yu, L.M. Zhong, Y.P. Zhou // Chemical Engineering Science. – 2004. – Vol. 59. – Iss. 12. – P. 2401–2406.

6. Сафин Р.Р. Утилизация сероводорода с получением различных серосодержащих соединений / Р.Р. Сафин // Экология промышленного производства. – 2004. – № 1. – С. 59–62.
7. Очистка технологических газов [Текст] / [Семенова Т.А., Лейтес И.Л., Аксельрод Ю.В. и др.] ; Под ред. Семеновой Т.А. и Лейтеса И.Л. – М: Химия, 1977. – 488 с.
8. Лазарев, В.И. Хемосорбционные методы очистки газов от сероводорода и сероорганических соединений / В.И. Лазарев. – М.: ЦИНТИхимнефтемаш, 1986. – (Промышленная и санитарная очистка газов : обзорная информация). – 44 с.
9. Атрощенко, В.И. Курс технологии связанного азота / В.И. Атрощенко, А.М. Алексеев, А.П. Засорин. – 2-е изд. – Киев: Наукова думка, 1969. – 384 с.
10. Справочник азотчика. – 2-е изд., перераб. – М.: Химия, 1986. – 512 с.
11. Цейтлин Н.А. Проверка гипотез методом доверительных интервалов. / Н.А. Цейтлин // В кн.: Методы математической статистики в основной химии, Труды НИО-ХИМа Харьков 1981 г.
12. Товажнянський Л.Л. Комп'ютерне моделювання у хімічній технології / Л.Л. Товажнянський, Т.Г. Бабак., О.О. Голубкіна та ін. –Х.: НТУ «ХПІ», 2011. – 606 с.
13. Колемаев В.А. Теория вероятностей и математическая статистика/ Колемаев В.А., Калинина В.Н. – М.: 1997. – 302 с. – (Серия «Высшее образование»)

Bibliography (transliteration)

1. Zinchenko M.H., Tseytlin M.A. Vybir adsorbentu dlya ochystky skydnykh haziv sodovoho vyrobnytstva vid sirkovodnyu // 5-y mizhnarodnyy konhress «Zakhyst navkolyshn'oho seredovyscha. Enerhooshchadnist'. Zbalansovane pryrodokorystuvannya» Zbirnyk materialiv. 26–29 veresnya 2018 [5th international congress "Environmental protection. Energy saving. Balanced Natural Resources» Compilation of materials. September 26–29, 2018] L'viv, L'vivs'ka politehnika, Publ., p.103
2. Kel'tsev N.V. Osnovy adsorbtsionnoy tekhniki – 2-ye izd., pererab. i dop., Moscow, Khimiya Publ., 1984, 592 p.
3. Xie W. Research progress of removal of H₂S from coal gas by dry method /W. Xie, L. Chang, J. Yu, K. Xie // Journal of Chemical Industrial and Engineering (China). – 2006. – Vol. 57. – Iss. 9. – P. 2012–2020.
4. Hartmann, V.L. Gas-solid reaction modeling as applied to the finedesulfurisation of gaseous feedstocks / V.L. Hartmann // Chemical Engineering Journal. – 2007. – Vol. 134. – Iss. 1-3. – P. 190–194
5. Zhoy, L. Feasibility study on pressure swing sorption for removing H₂S from natural gas / L. Zhoy, M. Yu, L.M. Zhong, Y.P. Zhou // Chemical Engineering Science. – 2004. – Vol. 59. – Iss. 12. – P. 2401–2406.
6. Safin R.R. Utilizatsiya serovodoroda s polucheniym razlichnykh serosoderzhashchikh soyedineniy // Ekologiya promyshlennogo proizvodstva, 2004, № 1.pp 59–62.
7. Semenova T.A., Leytes I.L., Aksel'rod YU.V., Markina M.I., Sergeyev S.P., Khar'kovskaya Ye.N. Ochistka tekhnologicheskikh gazov // Pod red. Semenovoy T.A. i Leytesa I.L., Moscow, Khimiya Publ., 1977, 488 p.
8. Lazarev V.I. Khemosorbtsionnyye metody ochistki gazov ot serovodoroda i seroorganicheskikh soyedineniy // Moscow, TSINTIkhimneftemash, Publ., 1986. – (Promyshlennaya i sanitarnaya ochistka gazov : obzornaya informatsiya), 44 p.

9. Atroshchenko V.I., Alekseyev A.M., Zasorin A.P. Kurs tekhnologii svyazannogo azota – 2-ye izd, Kiyev,: Naukova dumka, Publ., 1969, 384 p.
10. Spravochnik azotchika – 2-ye izd., pererab., Moscow, Khimiya Publ., 1986, 512 p
11. TSeytlin N.A. Proverka gipotez metodom doveritelnyih intervalov. // V kn.: Metodyi matematicheskoy statistiki v osnovnoy himii, Trudy NIOHIMa Harkov 1981.
12. Tovazhnyansky L.L, Babak T.H, Holubkina O.O., Ponomarenko E.D., Sataryn A.V. Komp'yuterne modelyuvannya u khimichniy tekhnolohiyi // Kharkov, NTU "KhPI" Publ., 2011, 606 p.
13. Kolemaev V.A. Teoriya veroyatnostey i matematicheskaya statistika/ Kolemaev V.A., Kalinina V.N.– M.: 1997. – 302 p. – (Seriya «Vyisshee obrazovanie»)

УДК 661.333.504.5

Зінченко М.Г., Пономаренко Є.Д., Горбунов К.О., Горбунова О.В.

ОЧИЩЕННЯ ГАЗОВИХ ВИКИДІВ ВИРОБНИЦТВА КАЛЬЦИНОВАНОЇ СОДИ ВІД СУЛЬФІДУ ВОДНЮ

Проведено дослідження щодо вибору адсорбенту для очищення газових викидів содового виробництва від сульфідів водню. Серед випробуваних адсорбентів найкращими адсорбційними характеристиками відрізняється окісно - цинкова поглинальна маса ГІАП-10. Для цього поглинача експериментально отримана математична модель залежності питомої адсорбційної ємності від температури, визначена максимальна сіркоємність. Отримані дані використані профільною організацією при проектуванні і розрахунку адсорберів для установок очистки викидних газів содового виробництва від сульфідів водню і оксиду вуглецю.

Zinchenko M.G., Ponomarenko E.D., Gorbunov K.O., Gorbunova O.V.

CLEANING OF GAS EMISSIONS OF PRODUCTION OF CALCINATED SODA FROM HYDROGEN SULFIDE

Studies have been conducted on the choice of an adsorbent for the purification of flue gases from soda production from hydrogen sulphide. Among the tested adsorbents, the best adsorption characteristics are the zinc oxide absorption mass GIAP-10. For this absorber, a mathematical model of the dependence of the specific adsorption capacitance on temperature was experimentally obtained, and the maximum sulfur content was determined. The data obtained were used by a specialized organization in the design and calculation of adsorbers for installations for purifying soda gas off-gases from hydrogen sulfide and carbon monoxide.

УДК 629.7.036.22

Загребельная Л.И.¹, к.техн.н., доцент, Кобец Е.В.², к.техн.н., доцент,
Мироненко А.Л.², к.техн.н., доцент

¹Украинская инженерно-педагогическая академия

²Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ГАЗОСТРУЙНОГО ГЕНЕРАТОРА, РАБОТАЮЩЕГО НА СЖИЖЕННОМ ГАЗЕ И ВОЗДУХЕ

Ключевые слова: генератор, газоструйный, высокоскоростной, сверхзвуковой, сжиженный, природный, газопровод, высокотемпературный

При проектировании и выборе режимов работы газоструйного генератора необходимо знать термодинамические параметры рабочего тела (продуктов сгорания).

Термодинамический расчет дает возможность установить теоретические зависимости температуры продуктов сгорания в камере сгорания T_k и на выходе из сверхзвукового сопла T_a , а также скорости их истечения W_a от давления в камере сгорания P_k и коэффициента избытка воздуха α_t .

В данном случае рассмотрены зависимости основных параметров рабочего тела T_k , T_a , W_a и расхода топлива M от α_t , который изменяется в пределах $0,7 \div 3,0$ при постоянном давлении в камере сгорания $P_k = 5$ ат.

Результаты термодинамического расчета без учета диссоциации продуктов сгорания приведены в табл. 1, 2 и на рис. 1, 2. На рис. 1 (кривые 2) для сравнения проведены аналогичные параметры рабочего тела газогенератора, работающего на шебелинском природном газе.

Характер изменения T_k , T_a , W_a и M в зависимости от α_t – аналогичен, (см. табл. 1 и рис. 1). Однако, несмотря на то, что теплотворность сжиженного газа по сравнению с шебелинским на 5 % ниже, температура рабочего тела внутри камеры сгорания на 3–4 % выше (см. табл. 1). Из таблицы видно, что количество воздуха, необходимое для сжигания 1 кг сжиженного газа на 6% меньше, чем для сжигания шебелинского газа. При этом количество тепла, приходящегося на килограмм рабочего тела, $H = 663$ ккал/кг р.т., т.е. – величина того же порядка, что и в случае сжигания шебелинского газа. Следовательно, повышение температуры горения можно объяснить только уменьшением удельной теплоемкости продуктов горения.

Так как при сжигании сжиженного и природного газа состав продуктов горения топлива один и тот же, то показатели адиабаты и газовая постоянная имеют практически одно и то же значение (см. табл. 1). Поэтому при одинаковом давлении в камере сгорания скорость истечения продуктов сгорания можно записать в виде равенства $W_a = c\sqrt{T_k}$, где c – постоянная величина.

Очевидно, что при незначительном увеличении T_k в случае использования сжиженного газа, скорость истечения W_a для сравниваемых горючих остается практически одной и той же. Характер и величина относительных параметров $\overline{T_k}$, $\overline{T_a}$, $\overline{W_a}$ и $\overline{M}$ для сжиженного и шебелинского газов почти одна и та же.

Таблиця 1 – Параметри робочого тела газогенератора, працюючого на сжиженом газе

α_T	T_K, K	$\overline{T_K}$	T_a, K	$\overline{T_a}$	$W_a, \text{м/с}$	$\overline{W_a}$	$R_K, R_a, \text{Дж/кг}\cdot\text{град}$	$\overline{R}$	K	$\overline{K}$	β, c	$\overline{\beta}$	$P_{K_{min}}, \text{ат}$	$\overline{P_{K_{min}}}$	M	$\overline{M}$
0,7	2047	0,85	1453	0,82	1328	0,95	330,60	1,09	1,27	1,02	126,9	0,95	1,81	1,01	11,87	0,72
0,8	2193	0,91	1560	0,88	1364	0,97	320,45	1,05	1,27	1,02	129,1	0,97	1,80	1,00	13,43	0,81
0,9	2314	0,95	1665	0,94	1380	0,88	310,59	1,02	1,25	1,01	131,5	0,98	1,80	1,00	14,98	0,90
1,0	2419	1,00	1770	1,00	1402	1,00	300,87	1,00	1,24	1,00	133,3	1,00	1,79	1,00	16,54	1,00
1,1	2278	0,94	1630	0,92	1350	0,96	300,83	0,99	1,26	1,01	128,6	0,96	1,80	1,00	18,09	1,09
1,2	2143	0,88	1540	0,87	1310	0,93	300,79	0,99	1,26	1,01	124,6	0,93	1,80	1,00	19,64	1,18
1,5	1840	0,76	1316	0,74	1211	0,86	300,63	0,99	1,27	1,02	114,9	0,86	1,81	1,01	24,30	1,47
2,0	1521	0,63	1055	0,60	1082	0,77	300,62	0,99	1,29	1,04	103,8	0,78	1,82	1,01	32,07	1,94
3,0	1163	0,48	791	0,45	934	0,67	300,54	0,99	1,31	1,05	90,2	0,67	1,84	1,02	47,61	2,88

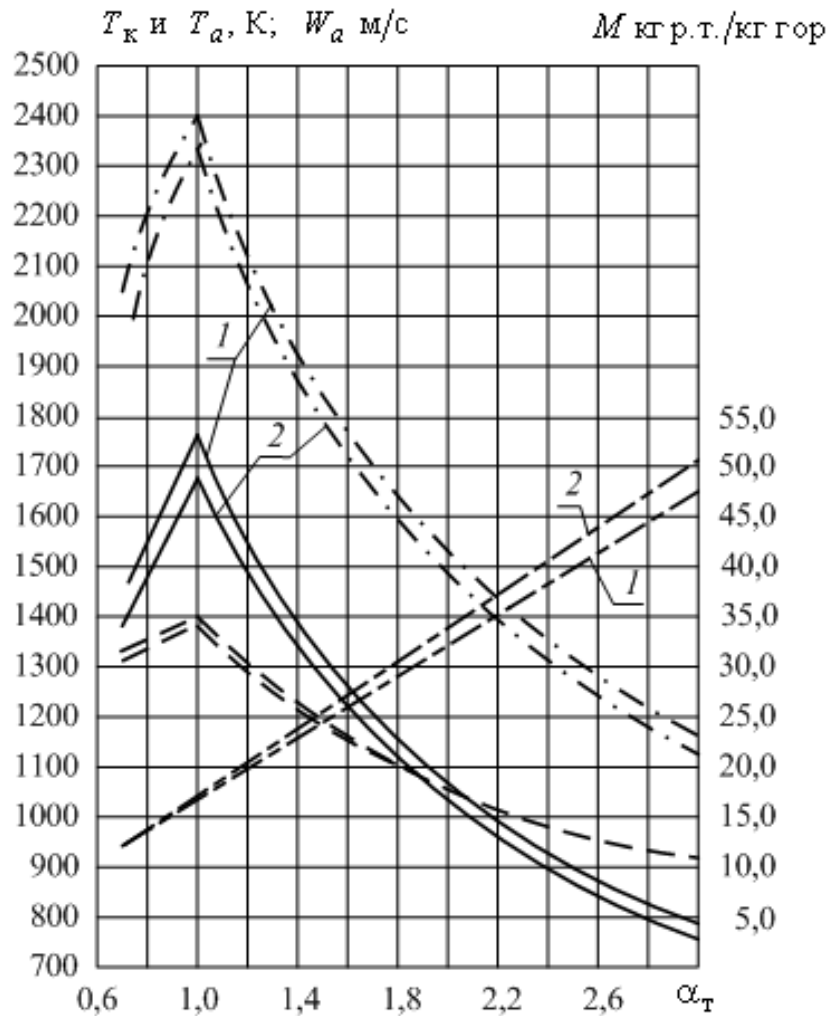


Рисунок 1 – Характер изменения T_K , T_a , W_a , M в зависимости от α_T при работе газогенератора на шебелинском и природном газе:

— · — T_K — T_a — · — W_a — — — M

Таблица 2 – Сравнительные данные параметров рабочего тела (сжиженный газ – воздух, шебелинский газ – воздух)

α_T	$\bar{T}_K$	$\bar{T}_a$	$\bar{W}_a$	$\bar{M}$	$\bar{R}$	$\bar{K}$	$\bar{P}_{K_{min}}$	$\bar{\beta}$
0,7	1,03	1,03	~1,0	0,94	1,0	1,0	1,0	1,02
0,8	1,03	1,03	~1,0	0,94	1,0	1,0	1,0	1,02
0,9	1,04	1,04	~1,0	0,94	1,0	1,0	1,0	1,02
1,0	1,04	1,05	~1,0	0,94	1,0	1,0	1,0	1,02
1,1	1,04	1,04	~1,0	0,94	1,01	1,0	1,0	1,02
1,2	1,04	1,04	~1,0	0,94	1,01	1,0	1,0	1,02
1,5	1,04	1,04	~1,0	0,94	1,01	1,0	1,0	1,02
2,0	1,03	1,03	~1,0	0,94	1,02	0,99	~1,0	1,02
3,0	1,02	1,03	~1,0	0,94	1,02	0,99	1,0	1,02

Несмотря на то, что температура рабочего тела на выходе из сопла T_a на 3–4 % выше из-за меньшего количества рабочего тела, энергетические возможности газогенератора, работающего на сжиженном газе, несколько ниже энергетических возможностей газогенератора, работающего на шебелинском газе.

Характер изменения температур $\overline{T}_k$ и $\overline{T}_a$, скорости истечения $\overline{W}_a$ и количества рабочего тела $\overline{M}$ в зависимости от α_t при работе газогенератора на сжиженном газе аналогичен случаю работы газогенератора на шебелинском газе (см. рис. 2).

Температура рабочего тела газогенератора, работающего на сжиженном газе, незначительно выше температуры рабочего тела генератора, работающего на шебелинском газе.

Энергетические возможности газогенератора, работающего на сжиженном газе, несколько ниже.

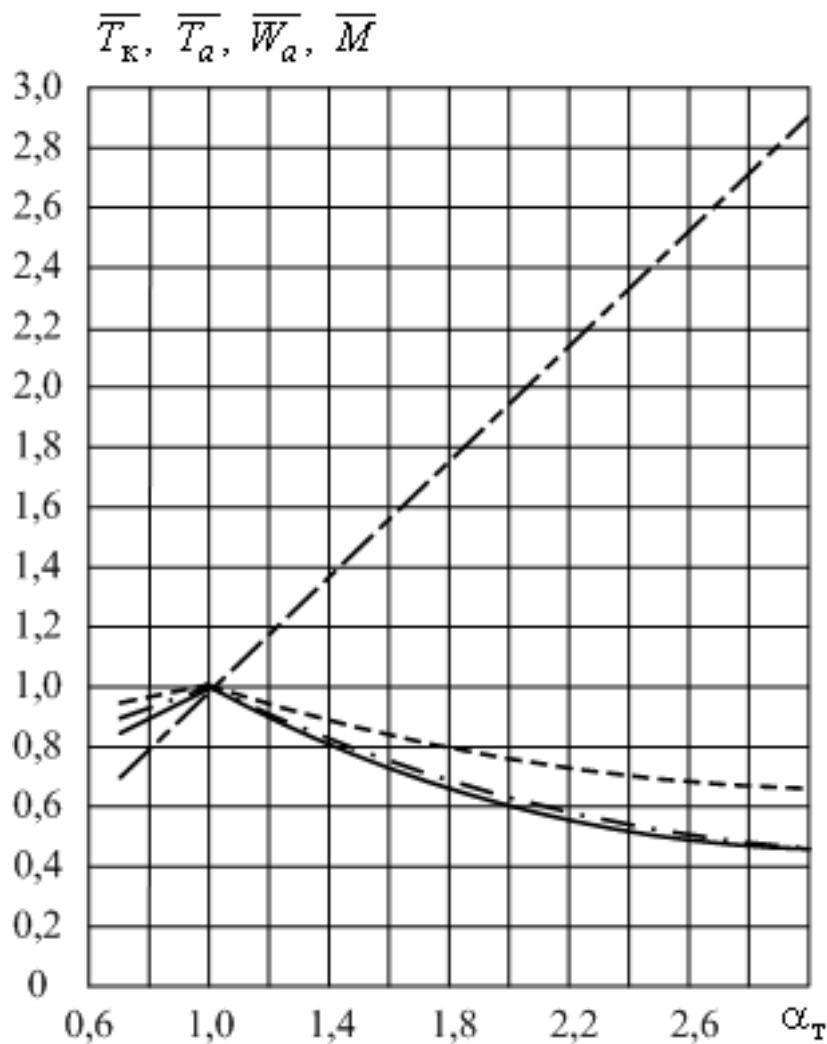


Рисунок 2 – Характер изменения $\overline{T}_k$, $\overline{T}_a$, $\overline{W}_a$, $\overline{M}$ в зависимости от α_t при работе газогенератора на сжиженном газе:
 — · — $\overline{T}_k$ — $\overline{T}_a$ — — — $\overline{W}_a$ — — — $\overline{M}$

Литература

1. Zagrebelna L.I. Reactive burner as power in the technological processes of hard rock dislocation / L.I. Zagrebelna // Annals of University of Petrosani – Romania. Mechanical Engineering. – 2002. – vol 1.
2. Загребельна Л.І. Джерело енергії для руйнування мінеральних середовищ / Л.І. Загребельна, О.В. Кобець // Інтегровані технології та енергозбереження.– 2011.– с. 10–13.

Bibliography (transliterated)

1. Zagrebelna L.I. Reactive burner as power in the technological processes of hard rock dislocation / L.I. Zagrebelna // Annals of University of Petrosani – Romania. Mechanical Engineering. – 2002. – vol 1.
2. Zagrebelna L.I. Dzherelo energiyi dlya ruynuvannya mineralnih seredovisch / L.I. Zagrebelna, O.V. Kobets // Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya.– 2011.– p. 10–13.

УДК 629.7.036.22

Кобець О.В., Загребельна Л.І., Мироненко О. Л.

**ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕРМОДИНАМІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ
ГАЗОСТРУМИННОГО ГЕНЕРАТОРА,
ЩО ПРАЦЮЄ НА ЗРІДЖЕНОМУ ГАЗІ ТА ПОВІТРІ**

Дослідження роботи високотемпературного газоструминного генератора, працюючого на природному газі Шебелінського родовища і на скрапленому природному газі. Термодинамічний розрахунок параметрів газогенератора всередині камери згоряння на виході з надзвукового сопла. Зроблено порівняльні характеристики.

Kobets E.V., Zagrebelna L.I., Mironenko O.L.

**OF THEORETICAL STUDY THE THERMODYNAMIC PARAMETERS
OF THE GAS-JET GENERATOR, WORKING ON LIQUEFIED GAS AND AIR**

Investigation of the work of high-temperature gas-jet generator, working on natural gas Shebelinskogo field and liquefied natural gas. Thermodynamik calculation of parameters of the gas-jet generator inside the combustion chamber and at the exit from the supersonic nozzle. Comparative characteristics.

УДК 664.3

Лабейко М.А.¹, м.н.с., Литвиненко О.А.², к.техн.н., с.н.с.,
Любченко Н.М.², магістр, Гладкий Ф.Ф.², д.техн.н., професор

¹Український науково-дослідний інститут олій та жирів НААН України,
²Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»

ПРО ЗДАТНІСТЬ ПРИРОДНИХ АНТИОКСИДАНТІВ ВПЛИВАТИ НА ОКИСНЕННЯ ХАРЧОВИХ РОСЛИННИХ ОЛІЙ

Ключові слова: природний антиоксидант, процес окиснення, соняшниковий шрот, диференціальний скануючий калориметр, період індукції, строк придатності, фенольні сполуки, хлорогенова кислота, каваова кислота

Вступ. Процеси вільнорадикального окиснення дуже небезпечні для організму будь-якої живої істоти. Особливо небезпечним вважають ланцюгове окиснення поліненасичених жирних кислот або пероксидне окиснення ліпідів (ПОЛ). У реакціях ПОЛ утворюється велика кількість ліпідних гідроперексидів, що володіють високою реакційною здатністю та чинять потужну руйнуючу дію на клітину [1]. Вважають, що ПОЛ є однією з причин підвищеного ризику розвитку раку, діабету, атеросклерозу, катаракти, артрити, інфекційних та респіраторних захворювань, різноманітних руйнівних процесів, пов'язаних зі старінням [2].

Слід зауважити, що процеси окиснення здатні псувати і харчові продукти, наприклад, жири та рослинні олії. Враховуючи той факт, що Україна знаходиться серед світових лідерів виробництва та експорту рослинних олій і, зокрема, соняшникової, перед виробниками постає проблема щодо зберігання виробленої продукції та захисту її від окиснювального псування.

Вирішити дану проблему на олієжирових підприємствах можна кількома способами:

- виробництво продукції з мінімально можливим пероксидним числом (близько нуля), чого можна досягнути лише маючи добре налагоджений технологічний процес виробництва продукції та високоефективне обладнання;
- використання інертного газу – азоту, що є досить дорогою технологічною операцією;
- використання спеціальних сполук – антиоксидантів, що здатні пригнічувати зростання вмісту перексидів у продуктах.

Більшість виробників обирають саме третій спосіб, як найбільш економно вигідний. У харчовій та, зокрема, в олієжировій промисловості використовують антиоксиданти природного та синтетичного походження. В якості синтетичних антиокислювачів на теперішній час використовують бутилгідроксітолуол, бутилгідроксіанізол, трибутилгідрокінон та пропілгалат. Однак ці сполуки повинні бути використані чітко за призначенням і під суворим контролем у зв'язку з їх потенційною токсикологічною небезпекою для здоров'я людини [1].

Внаслідок цього виникає потреба в пошуку джерел безпечних природних антиоксидантів. В даному випадку в якості перспективної сировини можна розглядати соняшниковий шрот [3]. Цей вторинний продукт олієжирових виробництв, який в нашій країні виробляється у великій кількості та використовується в якості корму для сільськогосподарських тварин, виступає джерелом цінних природних компонентів, таких як соняшниковий білок [4–6], хлорогенова та кавава кислоти [7, 8]. Білок соняшnikового шроту можна отримувати та використовувати для збагачення харчових продуктів з метою надання їм функціонального призначення, а хлорогенову та кавову кислоти, що є поліфенольними сполуками, – як потужні природні антиоксиданти [9].

Основна частина. З джерел науково-технічної літератури відомо, що хлорогенова кислота (ХГК) – основна поліфенольна сполука насіння соняшнику. Її кількість складає 43–73 % усіх фенольних сполук, виділених із ядра насіння соняшнику [10, 11], що засвідчують найбільшу доцільність отримання саме ХГК. Однак слід зауважити, що ХГК не розчиняється у рослинних оліях, тому використання її в якості антиокислювача олій виявляється проблематичним. В той же час, аналізуючи властивості кавової кислоти, можна відзначити, що на відміну від ХГК вона в рослинних оліях розчиняється. Беручи до уваги цей факт, можна припустити, що доцільним було б виділити ХГК зі шроту у спиртовий екстракт та розкласти її на хінну і кавову кислоти з подальшим виділенням кавової кислоти з метою застосування в якості антиоксиданту для рослинних олій.

За вказаним способом отримано антиоксидантний продукт, що містить кавову кислоту, введено його до олії соняшnikової рафінованої у кількості 1 %, після чого за допомогою методу диференціальної скануючої калориметрії (ДСК) [12–15] визначено період індукції дослідного зразка олії і контрольного – олії соняшnikової рафінованої без додавання антиоксиданту. Результати досліджень показано на рисунках 1 та 2.

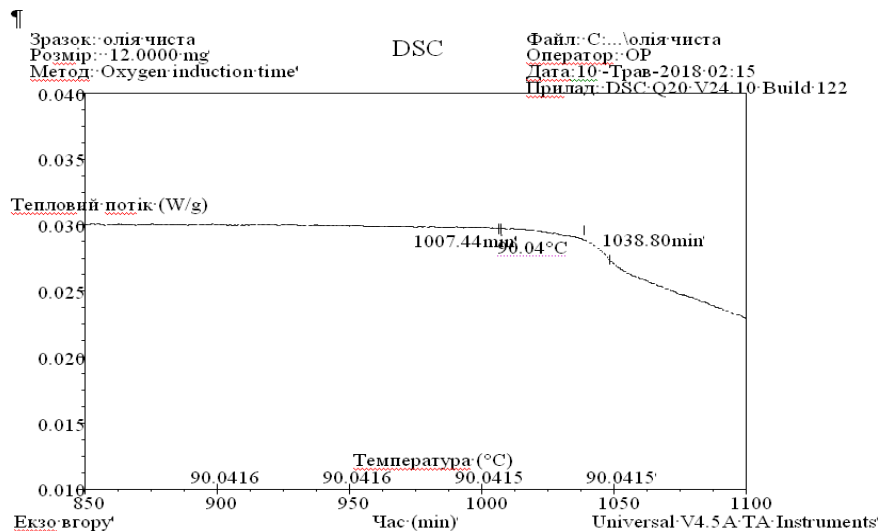


Рисунок 1 – Графік індукційного періоду контрольного зразка олії соняшnikової рафінованої

Аналізуючи отримані дані на графіках, слід акцентувати увагу на вагомій різниці у періодах індукції зразків досліджуваних олій, що наведено у таблиці 1.

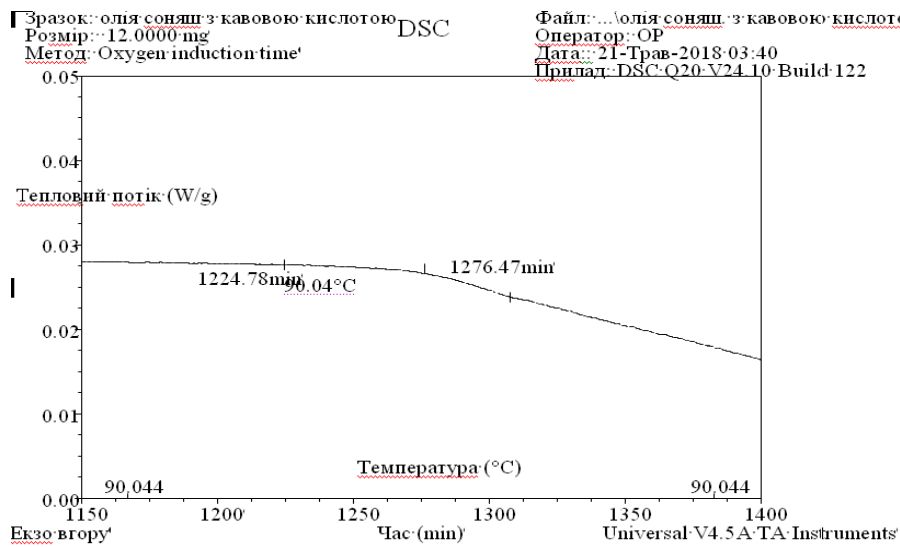


Рисунок 2 – Графік індукційного періоду зразка олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти у кількості 1 %

Таблиця 1 – Величини періодів індукції зразків олій

Назва зразка	Період індукції, хв.
Контрольний зразок	1038,80
Дослідний зразок	1276,47

Період індукції зразку олії з додаванням кавової кислоти у кількості 1 % перевищує період індукції зразку чистої олії на 23 %, що вказує на досить непогану ефективність отриманого продукту в якості антиоксиданту.

Важливим є той факт, що строк придатності контрольного зразка відомий і складає 10 місяців. Порівнюючи результати ДСК контрольного та дослідного зразків, встановлюємо термін придатності зразка з додаванням кавової кислоти на позначці 12 місяців.

Ефективність дослідного зразка підтверджено також даними, отриманими за допомогою статистичного методу визначення терміну придатності олій, що наведено у таблицях 2 та 3.

Аналізуючи дані таблиці 2, слід зазначити, що визначений термін придатності за температури 9–11 °C:

- для олії соняшникової рафінованої без антиоксиданту складає 85 діб;
- для олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти складає 137 діб.

Враховуючи коефіцієнт запасу для олій, згідно з МВ У 15.4-00334882-001:2009, який дорівнює 1,15, отримуємо фактичний термін придатності зразків:

- для олії соняшникової рафінованої без антиоксиданту складає 74 доби;
- для олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти складає 119 діб.

Аналогічно аналізуємо дані таблиці 3.

Визначений термін придатності за температури 20–23 °С:

- для олії соняшникової рафінованої без антиоксиданту складає 64 діб;
- для олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти складає 107 діб.

Враховуючи коефіцієнт запасу для олій, згідно з МВ У 15.4-00334882-001:2009, який дорівнює 1,15, отримуємо фактичний термін придатності зразків:

- для олії соняшникової рафінованої без антиоксиданту складає 56 доби;
- для олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти складає 93 діб.

Таблиця 2 – Результати проведених досліджень стосовно зміни показників зразків олії: смаку та запаху, кислотного числа (КЧ) та пероксидного числа (ПЧ) впродовж всього періоду досліджень за температури 9–11 °С

Дата проведення досліджень	Показники якості					
	Смак та запах		Кислотне число, мг КОН/г		Пероксидне число $\frac{1}{2}$ О ммоль/кг	
	Олія без анти-оксиданту	Олія з кавовою кислотою	Олія без анти-оксиданту	Олія з кавовою кислотою	Олія без анти-оксиданту	Олія з кавовою кислотою
21.05.18 (початкові показники)	Смак знеособленої олії, без запаху		0,25	0,26	1,57	1,51
31.05.18	«-«		0,27	0,27	2,60	2,53
11.06.18	«-«		0,30	0,30	3,76	3,41
21.06.18	«-«		0,32	0,31	4,11	3,98
02.07.18	«-«		0,34	0,33	4,93	4,53
12.07.18	«-«		0,37	0,36	5,78	5,12
23.07.18	«-«		0,38	0,39	6,34	6,01
03.08.18	«-«		0,40	0,41	7,42	6,45
13.08.18	«-«		0,43	0,43	8,84	6,89
23.08.18	«-«		0,45	0,44	9,67	7,37
04.09.18	«-«		0,48	0,46	10,32	7,93
14.09.18	«-«		–	0,47	–	8,73
24.09.18	«-«		–	0,49	–	9,24
04.10.18	«-«		–	0,52	–	10,56

За розрахунками:

- термін придатності олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти за температури 9–11 °С складає на 28 % більше, ніж термін придатності олії соняшникової рафінованої без додавання антиоксиданту;
- термін придатності олії соняшникової рафінованої з додаванням кавової кислоти за температури 20–23 °С складає на 32 % більше, ніж термін придатності олії соняшникової рафінованої без додавання антиоксиданту.

Таблиця 3 – Результати проведених досліджень стосовно зміни показників зразків олії: смаку та запаху, КЧ та ПЧ впродовж всього періоду досліджень за температури 20–23 °С

Дата проведення досліджень	Показники якості					
	Смак та запах		Кислотне число, мг КОН/г		Пероксидне число $\frac{1}{2}$ О ммоль/кг	
	Олія без анти-оксиданту	Олія з анти-оксидантом	Олія без анти-оксиданту	Олія з анти-оксидантом	Олія без анти-оксиданту	Олія з анти-оксидантом
21.05.18 (початкові показники)	Смак знеособленої олії, без запаху		0,25	0,24	1,57	1,51
31.05.18	«-«		0,28	0,27	3,72	2,29
11.06.18	«-«		0,31	0,30	5,13	3,96
21.06.18	«-«		0,34	0,33	6,27	4,73
02.07.18	«-«		0,37	0,37	7,88	6,12
12.07.18	«-«		0,40	0,40	9,02	7,03
23.07.18	«-«		0,43	0,43	10,56	8,86
03.08.18	«-«		–	0,45	–	9,33
13.08.18	«-«		–	0,48	–	10,25

Висновки. В ході досліджень отримано продукт, який введено до олії соняшникової рафінованої у кількості 1 %. За допомогою методу диференціальної скануючої калориметрії доведено антиоксидантну ефективність отриманого продукту. Результати досліджень підтверджено за допомогою статистичного методу визначення терміну придатності олій.

Література

1. Шаповалова И.Е. Возможность использования подсолнечного шрота как источника природного антиоксиданта – хлорогеновой кислоты / И.Е. Шаповалова, З.П. Федякина // Олійно-жировий комплекс. – 2013. – №2 (41). – С.49–50.
2. Temple N.J. Antioxidants and disease: more questions than answers / N.J. Temple // Nutr Res. – 2000. – Vol. 20. – P. 449–459.
3. Литвиненко О.А. Виробництво харчових форм білків із насіння олійних культур / [О.А. Литвиненко, Ф.Ф. Гладкий, З.П. Федякіна]. – К.: Аграр. Наука, 2016. – 52 с.
4. Jabbar M.A. Effect of replacing cotton seed cake with sunflower meal in the ration of lactating crossbred cows / M.A. Jabbar, S. Ahmad, S.Riffat // J. Vet. Anim. Sci. – 2008. – N 1. – P. 11–13.
5. Пат. 75645 Україна, МПК A23K 1/14, A23J 3/00, B07B 15/00. Спосіб переробки екстракційного шроту з насіння соняшника для годівлі сільськогосподарських тварин та установка для безперервного здійснення способу / Ульріх Вальтер; заявник і патентовласник Вальтер Ульріх. – 20031110000; заявл. 30.03.2002; опубл. 15.05.2006. Бюл. №5.
6. Ланецкий В.А. Использование отходов масложировой промышленности / В.А. Ланецкий // Масложировая промышленность. – 2008. – №5. – С. 14–16.
7. Schmidt S. Potential application of oilseeds as source of antioxidants for food lipids – a review / S. Schmidt, J. Pokorny // Czech J Food Sci. – 2005. – Vol. 23. – P. 93–102.
8. Овчинникова С.Я. Определение хлорогеновой кислоты методом планарной хроматографии / С.Я. Овчинникова, Т.Д. Мезенова, Т.В. Орловская // Современные проблемы науки и образования. – 2013. – № 6.
9. Karamac M. Antioxidant activity of phenolic compounds identified in sunflower seeds / M. Karamac, A. Kosinska, I. Estrella, T. Hernandez, M. Duen // Eur Food Res Technol. – 2012. – Vol. 235. – P. 221–230.
10. Pedrosa M.M. Determination of caffeic and chlorogenic acids and their derivatives in different sunflower seeds / M.M. Pedrosa, M. Muzquiz, C. Garcia-Vallejo, C. Burbano, C. Cuadrado, G. Ayet, L.M Robredo. // J Sci Food Agric. – 2000. – Vol. 80. – P. 459–464.
11. Weisz G.M. Identification and quantification of phenolic compounds from sunflower (*Helianthus annuus* L.) kernels and shells by HPLC-DAD/ESI-MSn / G.M. Weisz, D.R. Kammerer, R. Carle // Food Chem. – 2009. – Vol. 115. – P. 758–765.
12. Heussen P. Practical food applications of differential scanning calorimetry (DSC) [Text] / P. Heussen, P. Ye, K. Menard, P. Courtney // Differential scanning calorimetry: application note. – 2011. – P. 2–3.
13. Емелина А.Л. Дифференциальная сканирующая калориметрия [Текст] / А.Л. Емелина. – М.: Лаборатория химического факультета МГУ, 2009. – 42 с.
14. Nassu R.T. Determination of melting point of vegetable oils and fats by differential scanning calorimetry (DSC) technique [Text] / R.T. Nassu, L.A.G. Goncalves // Grasas y Aceites. – Vol. 50. – Fasc. 1. – 1999. – P. 16–22.
15. Che Man Y.B. Monitoring of transesterification of palm oil by differential scanning calorimetry [Text] / Y.B. Che Man, T. Haryati, H.M. Ghazali, S. Jinap // Journal of food lipids. – 1999. – Vol. 6. – N. 3. – P. 215–232.

Bibliography (transliterated)

1. Shapovalova Y.E. Vozmozhnost yspolzovaniya podsolnechnogo shrota kak ystochnyka pryrodnoho antyoksydanta – khlorohenovoi kyslotu / Y.E. Shapovalova, Z.P. Fediakyna // Oliino-zhyrovyi kompleks. – 2013. – №2 (41). – P. 49–50.
2. Temple N.J. Antioxidants and disease: more questions than answers / Nutr Res N.J. Temple // Nutr Res. – 2000. – N 20. – P. 449–459.
3. Lytvynenko O.A. Vyrobnyststvo kharchovykh form bilkiv iz nasinnia oliinykh kultur/ [O.A. Lytvynenko, F.F. Hladkyi, Z.P. Fediakina]. – K.: Ahrar. Nauka, 2016. – 52 p.
4. Jabbar M.A. Effect of replacing cotton seed cake with sunflower meal in the ration of lactating crossbred cows / M.A. Jabbar, S. Ahmad, S.Riffat // J. Vet. Anim. Sci. – 2008. – N 1. – P. 11–13.
5. Pat. 75645 Ukraine, MPK A23K 1/14, A23J 3/00, B07B 15/00. Sposib pererobky ekstraktsiinoho shrotu z nasinnia soniashnyka dlia hodivli silskohospodarskykh tvaryn ta ustanovka dlia bezperervnoho zdiisnennia sposobu / Ulrikh Valter; zaiavnyk i patentovlasnyk Valter Ulrikh. – 20031110000; zaiavl. 30.03.2002; opubl. 15.05.2006. Biul. №5.
6. Lanetskiy V.A. Ispolzovanie othodov maslozhirovoy promyshlennosti / V.A. Lanetskiy // Maslozhirovaya promyshlennost. – 2008. – №5. – P. 14-16.
7. Schmidt S. Potential application of oilseeds as source of antioxidants for food lipids – a review / S. Schmidt, J. Pokorny // Czech J Food Sci. – 2005. – N 23. – P. 93–102.
8. Ovchinnikova S.Ya. Opredelenie hlorogenovoy kisloty metodom planarnoy hromatografii / S.Ya. Ovchinnikova, T.D. Mezenova, T.V. Orlovskaya // Sovremennyye problemy nauki i obrazovaniya. – 2013. – № 6.
9. Karamac M. Antioxidant activity of phenolic compounds identified in sunflower seeds / M. Karamac, A. Kosinska, I. Estrella, T. Hernandez, M. Duen // Eur Food Res Technol. – 2012. – Vol. 235. – P. 221–230.
10. Pedrosa M.M. Determination of caffeic and chlorogenic acids and their derivatives in different sunflower seeds / M.M. Pedrosa, M. Muzquiz, C. Garcia-Vallejo, C. Burbano, C. Cuadrado, G. Ayet, L.M Robredo. // J Sci Food Agric. – 2000. – Vol. 80. – P. 459–464.
11. Weisz G.M. Identification and quantification of phenolic compounds from sunflower (*Helianthus annuus* L.) kernels and shells by HPLC-DAD/ESI-MSn / G.M. Weisz, D.R. Kammerer, R. Carle // Food Chem. – 2009. – Vol. 115. – P. 758–765.
12. Heussen P. Practical food applications of differential scanning calorimetry (DSC) [Text] / P. Heussen, P. Ye, K. Menard, P. Courtney // Differential scanning calorimetry: application note. – 2011. – P. 2–3.
13. Emelyna A.L. Dyfferentsyalnaia skanyruishchaia kalorymetriya [Tekst] / A.L.Emelyna. – M.: Laboratoriya khymicheskoho fakulteta MHU, 2009. – 42 p.
14. Nassu R.T. Determination of melting point of vegetable oils and fats by differential scanning calorimetry (DSC) technique [Text] / R.T. Nassu, L.A.G. Goncalves // Grasas y Aceites. – Vol. 50. – Fasc. 1. – 1999. – P. 16–22.
15. Che Man Y.B. Monitoring of transesterification of palm oil by differential scanning calorimetry [Text] / Y.B. Che Man, T. Haryati, H.M. Ghazali, S. Jinap // Journal of food lipids. – 1999. – Vol. 6. – N. 3. – P. 215–232.

УДК 664.3

Лабейко М.А., Литвиненко Е.А., Любченко Н.М., Гладкий Ф.Ф.

**О СПОСОБНОСТИ ПРИРОДНЫХ АНТИОКСИДАНТОВ ВЛИЯТЬ
НА ОКИСЛЕНИЕ ПИЩЕВЫХ РАСТИТЕЛЬНЫХ МАСЕЛ**

В статье освещен вопрос касательно возможности торможения окислительных процессов в растительных маслах, которые провоцируют не только порчу масел, но и способствуют развитию в них канцерогенов, опасных для здоровья потребителей. Рассмотрено использование антиоксидантов в качестве ингибиторов окислительной порчи, как приоритетное направление в данном вопросе. Описана возможность получения природных антиоксидантов из подсолнечного шрота – вторичного масличного сырья. Получен опытный образец с последующей проверкой его антиоксидантных свойств на дифференциальном сканирующем калориметре (ДСК). В процессе исследований образец показал антиокислительную эффективность, поэтому является целесообразным до-исследование состава и свойств полученного продукта.

Labeiko M.A., Litvinenko E.A., Liubchenko N.M., Gladkii F.F.

**ABOUT THE ABILITY OF NATURAL ANTIOXIDANTS TO INFLUENCE THE
OXIDATION OF FOOD VEGETABLE OILS**

The article highlights the question regarding the possibility of inhibition of oxidative processes in vegetable oils, which provoke not only deterioration of oils, but also contribute to the development of carcinogens in them that are dangerous to the health of consumers. Considered the use of antioxidants as inhibitors of oxidative damage, as a priority in this matter. The possibility of obtaining natural antioxidants from sunflower meal – secondary oilseed raw materials. A pre-production model was obtained with subsequent verification of its antioxidant properties on a differential scanning calorimeter (DSC). In the process of research, the sample showed antioxidant efficacy; therefore, it is reasonable to investigate the composition and properties of the obtained product.

«ИНТЕГРИРОВАННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ»

Ежеквартальный научно-практический журнал

Редколлегией к опубликованию принимаются статьи по следующим научным направлениям:

- ✓ *энергетика и энергосбережение; энерготехнология энергоемких отраслей промышленности; нетрадиционная энергетика; ресурсосбережение; энергетика и окружающая среда;*
 - ✓ *теплоиспользующие установки; моделирование процессов промышленного оборудования; процессы и аппараты различных отраслей промышленности (химической, пищевой, мед. оборудования и проч.);*
 - ✓ *применение ЭВМ в технологических процессах; автоматизированные системы управления и обработки информации;*
 - ✓ *тепло- и массообменные процессы и оборудование специальной техники; тепловые процессы и криогенное оборудование медицинского назначения;*
 - ✓ *электроэнергетика; оборудование электростанций и передача электроэнергии;*
 - ✓ *экономические аспекты энергетики и промышленной экологии; коммерческий инжиниринг, реинжиниринг и технологический менеджмент,*
- а также другим направлениям, на стыке различных отраслей знаний.*

Материалы к опубликованию в каждый последующий номер принимаются до 20 числа последнего месяца предыдущего квартала. Рукописи авторам не возвращаются.

Материал должен быть подготовлен на IBM-совместимом компьютере и распечатан в 2-х экземплярах. К материалам должен прилагаться CD-диск со статьей, набранной в редакторе текстов MS Word for Windows версий 97, XP, 2000 или 2003.

К статье необходимо приложить экспертное заключение о возможности опубликования материалов в открытой печати и рецензию доктора наук по профилю подаваемой статьи.

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЬИ:

Размер бумаги А4 (210х297 мм); левое и правое поля – 25 мм, верхнее и нижнее – 30 мм; рекомендуемый шрифт Times New Roman Суг; размер шрифта – 12; межстрочный интервал – 1.

ПОРЯДОК РАЗМЕЩЕНИЯ МАТЕРИАЛА:

- непосредственно под верхней границей слева БОЛЬШИМИ БУКВАМИ печатается УДК статьи;
- пропустив одну строку, по центру печатаются инициалы и фамилии авторов

с указанием регалий;

- пропустив одну строку, по центру полужирным шрифтом **БОЛЬШИМИ БУКВАМИ** печатается название статьи;
- после размещаются ключевые слова;
- пропускается одна строка и с абзаца (1,25 см) печатается основной текст, отформатированный по ширине страницы;
- перед и после формул и уравнений должно быть расстояние в одну пустую строку до текста с интервалом 1;
- формулы и уравнения должны быть выровнены по центру;
- номера формул и уравнений выровнены по правому краю;
- размер шрифта формул и уравнений для основного текста – 12 пт.;
- рисунки, схемы и графики должны быть выполнены в черно-белом изображении;
- пропустив одну строку, следует список литературы, оформленный в соответствии с требованиями ДСТУ;
- дальше размещается транслитерация списка литературы;
- в конце статьи на украинском (русском – для статьи на украинском языке), русском и английском языках должны быть напечатаны УДК, авторы, название и аннотация.

Статьи, рекомендуемые к опубликованию членами редколлегии, не проходят рецензирования. Остальные статьи рецензируются.

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

Украина, 61002,
Харьков-2, ул. Кирпичева, 2,
НТУ «ХПИ», редколлегия журнала
«Интегрированные технологии и энергосбережение»,
технический редактор: к.техн.н., профессор Горбунов К.А.

Тел. (057) 707-69-58.

Факс (057) 720-22-95.

Email: gor.kona2016@gmail.com

**СТАТЬИ, ОФОРМЛЕННЫЕ НЕ В СООТВЕТСТВИИ С ПРАВИЛАМИ,
РЕДКОЛЛЕГИЕЙ НЕ РАССМАТРИВАЮТСЯ**

**НА ЖУРНАЛ ОТКРЫТА ПОДПИСКА
В ПОЧТОВЫХ ОТДЕЛЕНИЯХ УКРАИНЫ**

Наукове видання

Щоквартальний науково-практичний журнал

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

1'2019

Технічний редактор *К. О. Горбунов*

Підп. до друку 15.03.2019 р. Формат 60 × 84 1/8. Папір офсетний.
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 5,2. Наклад 300 пр. 1-й з-д 1–60.
Зам. № 29. Ціна договірна.

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

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 5478 від 21.08.2017 р.