

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
ІНСТИТУТ ТЕХНІЧНОЇ ТЕПЛОФІЗИКИ
НАН УКРАЇНИ

ТЕПЛОФІЗИКА ТА ТЕПЛОЕНЕРГЕТИКА

УКРАЇНСЬКИЙ НАУКОВИЙ
ЖУРНАЛ

Виходить 4 рази на рік
Заснований в 1979 р.

(назва журналу до 2019 р. – «Промышленная теплотехника»)

Том 46, № 3, 2024

Головний редактор – **Сисєжкін Ю.Ф.**

Редакційна колегія:

Авраменко А.О. – заступник головного редактора
Басок Б.І.
Воробйов Л.Й.
Горобець В.Г.
Декуша Л.В.
Клименко В.М.
Круковський П.Г.
Кудря С.О.
Мислович М.В.
Письменний Є.М.
Фіалко Н.М.
Халатов А.А.
Шевченко О.Ю.
Шморгун В.В. – відповідальний секретар

Редакційна рада:

Балтренас П.Б. (Литва)
Ліграні П. (США)
Міховські М. (Болгарія)
Піоро І.Л. (Канада)
Сайред Н. (Великобританія)
Шевчук І.В. (Німеччина)

ЗМІСТ

ТЕПЛО- І МАСООБМІННІ ПРОЦЕСИ ТА АПАРАТИ, ТЕОРІЯ ТА ПРАКТИКА СУШІННЯ

Халатов А.А., Коваленко Г.В.

Коливання при обтіканні потоком повітря заглибин на
гладкій поверхні5

**Авраменко А.О., Ковецька Ю.Ю., Кобзар А.С.,
Козлова В.В.**

Нелінійний аналіз конвективної нестійкості реальних
газів в пористих середовищах12

Петрова Ж.О., Давиденко Б.В., Новікова Ю.П.

Чисельне моделювання процесу тепломасопереносу
під час сушіння композитних гранул23

**Ободович О.М., Целень Б.Я., Переяславцева О.О.,
Степанова Л.Є.**

Дискретно-імпульсне введення енергії – ефективний
метод видалення гідрокарбонату кальцію та зменшення
жорсткості води33

Круковський П.Г., Дядюшко Є.В.

Модель тепломасопереносу крізь тонкі частково
проникні стінки44

**Тирінов А.І., [Антіпов В.Г.], Ковецька М.М.,
Дмитренко Н.П., Проценко Л.М.**

Експериментальне дослідження теплообміну при
вимушеній течії води у вертикальному парогенеруючому
каналі52

Булій Ю.В., Сидоренко В.В.

Особливості попередньої підготовки соломи пшеничної
до гідролізу61

КОМУНАЛЬНА ТА ПРОМИСЛОВА ЕНЕРГЕТИКА, ВІДНОВЛЮВАНА ЕНЕРГЕТИКА, ЕНЕРГОЕФЕКТИВНІСТЬ

Басок Б.І., Недбайло О.М.

Стійкість світлопрозорих конструкцій до впливу вибуху
боєприпасу. Огляд методів дослідження та аналіз
окремих результатів69

ВИКОРИСТАННЯ ТА СПАЛЮВАННЯ ПАЛИВА, ТЕПЛОЕНЕРГЕТИЧНІ УСТАНОВКИ, ЕКОЛОГІЯ

**Фіалко Н.М., Степанова А.І., Навродська Р.О.,
Шевчук С.І.**

Дослідження ексергетичних втрат в пластинчастих та
гладкотрубних повітрогрійних теплоутилізаторах
котельних установок82

**Ободович О.М., Целень Б.Я., Переяславцева О.О.,
Степанова О.Є.**

Кавітаційні технології та нове тепломасообмінне
обладнання – перспективний напрямок приготування
водовугільного палива91

Драгнєв С.В., Желєзна Т.А.

Аналіз сировинної та технологічної бази для
виробництва дизельного біопалива в Україні103

NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF UKRAINE
INSTITUTE OF ENGINEERING
THERMOPHYSICS

THERMOPHYSICS AND THERMAL POWER ENGINEERING

UKRAINIAN SCIENTIFIC JOURNAL

Published quarterly

(Founded in 1979, name until 2020 –
«Industrial Heat Engineering»)

Volume 46, № 3, 2024

Editor in Chief – **Yu. Snezhkin**

Editorial Board Members:

A. Avramenko – Associated Editor
B. Basok
L. Vorobiov
V. Gorobec
L. Dekusha
V. Klimenko
P. Krukovsky
S. Kudrya
M. Myslovych
Ye. Pysmenny
N. Fialko
A. Khalatov
O. Shevchenko
V. Shmorgun – Responsible Secretary

Advisory Editorial Board:

P. Baltrenas (Lithuania)
P. Ligrani (USA)
M. Mihovski (Bulgary)
I. Pioro (Canada)
N. Syred (United Kingdom)
I. Shevchuk (Germany)

CONTENTS

HEAT AND MASS EXCHANGE PROCESSES AND POWER UNITS, THEORY AND PRACTICE OF DRYING

Khalatov A.A., Kovalenko G.V.

Oscillations during air flow near dents on a flat surface5

**Avramenko A.A., Kovetska Yu.Yu., Kobzar A.S.,
Kozlova V.V.**

Nonlinear analysis of convective instability of real gases in
porous media12

Petrova Zh.O., Davydenko B.V., Novikova Yu.P.

Numerical modeling of the heat and mass transfer process
during drying of composite pellets23

**Obodovych O.M., Tselen B.Y., Pereiaslavl'tseva O.O.,
Stepanova O.E.**

Discrete pulse input of energy is an effective method of
removing calcium hydrocarbonate and reducing water
hardness33

P. Krukovsky, Ye. Diadiushko

Model of heat and mass transfer through thin partially
permeable walls44

**Tyrinov A.I., Antipov V.G., Kovetskaya M.M.,
Dmitrenko N.P., Protsenko I.M**

Experimental study of heat exchange during forced water
flow in a vertical steam generating channel.....52

Bulii Yu.V., Sydorenko V.V.

Features of the pretreatment of wheat straw for
hydrolysis61

DISTRICT AND INDUSTRIAL HEAT POWER, RENEWABLE ENERGY SYSTEMS, ENERGY EFFICIENCY

Basok B.I., Nedbailo O.M.

Resistance of transparent structures to explosion influences. Overview of research methods and analysis of individual results69

FUEL UTILIZATION AND BURNING, HEAT POWER UNITS, ECOLOGY

Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Shevchuk S.

Study of exergy losses in plate and smooth-tube air-heating exchangers of boiler plants82

**Obodovych O.M., Tselen B.Y., Pereiaslavl'tseva O.O.,
Stepanova O.E.**

Cavitation technologies and new heat and mass exchange equipment – a prospective direction for the preparation of hydrocarbon fuel91

Drahniev S.V., Zheliezna T.A.

Analysis of feedstock and technology basis for the production of diesel biofuel in Ukraine103

УДК 536.24541.11

КОЛИВАННЯ ПРИ ОБТІКАННІ ПОТОКОМ ПОВІТРЯ ЗАГЛИБИН НА ГЛАДКІЙ ПОВЕРХНІ

Халатов А.А.¹, академік НАН України, Коваленко Г.В.², канд. техн. наук

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Канніст, 2а, Київ, 03057, Україна.

¹завідувач відділу ВТТГД, професор, artem.khalatov1942@gmail.com

²старший науковий співробітник, gkliashkova5@gmail.com

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.1>

Визначені залежності коефіцієнтів гідравлічного опору від чисел Рейнольдса при обтіканні повітрям напівсферичних і циліндричних заглибин декількох розмірів.

Hydraulic resistance coefficients dependences from Reynolds numbers were experimental determined under flowing of cylindrical and semispherical dimples of different depth.

Вступ

Хвильові збурення перспективні для зменшення гідроакустичного шуму, зниження гідравлічного опору, інтенсифікації тепло- і масообміну. Одним зі способів утворення коливань потрібної частоти і амплітуди є обтікання поверхонь з заглибинами. Такі поверхні зустрічаються в літальних апаратах, підводних та надводних суднах, теплообмінниках.

Мета роботи

Метою роботи є оцінка різних способів інтенсифікації теплообміну при обтіканні повітрям напівсферичних і циліндричних заглибин різного розміру.

В даній роботі досліджувались обтікання напівсферичних і циліндричних заглибин різної глибини, якщо в них спостерігались режими підковоподібного (HS) і стовпоподібного (R) вихорів [1,2].

Аналіз стану досліджень

Течіям біля поверхонь з заглибинами присвячено багато робіт, в яких розглянуто велике розмаїття форм тіл, що обтікаються, умов виникнення різних типів вихорів, їх взаємодії зі стінкою і між собою [1-5].

В той же час актуальним залишається створення бази даних відносно характеристик полів швидкостей і тиску, як в заглибинах, так і в їх довкіллі.

В самій циліндричній заглибині, як і в заглибині, що має форму сферичного сегменту, спостерігаються наступні картини течії [1]. При малих швидкостях течія має безвідривний дифузотно-конфузорний характер (N). Лінії течії біля заглибини викривлюються в сторону заглибини.

При збільшенні швидкості біля вхідної крайки потік відривається, а в заглибині утворюється підковоподібний вихор, кінці якого опираються на бічні стінки заглибини з двох сторін площини симетрії заглибини. Примежовий шар над заглибиною періодично згортається, відривається і перетворюється в стежку Кармана. При збільшенні швидкості частота відривання вихорів зростає.

І, нарешті, при ще більшій швидкості один з кінців підковоподібного вихору піднімається над заглибиною, перетворюючись в стовпоподібний (R). Верхня його частина зноситься потоком по течії. Положення вихору нестійке і його нижній кінець може перескакувати з лівої частини заглибини в праву і навпаки. Крім порівняно повільних переміщень з одної половини заглибини в іншу, вихор коливається з високою частотою поперек своєї поздовжньої осі. Шар над заглибиною з частиною стовпоподібного вихору відривається і утворює вихрову стежку.

Різка зміна геометрії поверхні при достатньо значній швидкості потоку на передньому краю заглибини є причиною утворення зсувного шару. Швидкість в цьому шарі зі сторони заглибини менша ніж зі сторони основного потоку. Тому на деякій відстані від місця відриву в зсувному шарі починають утворюватися вихорові структури, які повторюються і виходять в основний потік. Внаслідок різниці швидкостей на обох сторонах зсувного шару він відхиляється в сторону заглибини і частина його натикається на її задню (кормову) стінку. Місце удару є джерелом звукових коливань. Якщо частота якої небудь гармоніки цих коливань співпадає з

частотою сходження вихрових структур зсувного шару, ці два явища починають підсилювати один одного [3] [4]. Осциляції потоку всередині і поблизу заглибини поділяють на наступні класи [5].

1.) Гідродинамічні коливання, які виникають в результаті нестійкості зсувного шару. Вони можуть підсилюватись взаємодією з вихровими системами, які формуються всередині заглибин і утворюють викиди в примезовий шар.

2.) Осциляції, викликані взаємодією стоячих хвиль тиску в заглибині і акустичних хвиль, випромінюваних з місць різкої зміни профілю поверхні.

3.) Осциляції, пов'язані з гідропружністю, коли коливання твердих границь індуковані вихорами, які взаємодіють між собою, і акустичних хвиль із твердою поверхнею [4].

Звуковий тиск, який випромінюється заглибинами, зменшується з ростом товщини примезового шару [7].

Існує розв'язок для простого гармонічного осцилятора Гельмгольца [3], яким можуть бути як циліндричні заглибини, так і заглибини в формі сегменту сфери. Власна частота таких резонаторів ω залежить від швидкості звуку c в середовищі, що заповнює резонатор, його об'єма V , площі горла резонатора s і його ефективної довжини L .

$$\omega = c(s/L \cdot V)^{0,5} \quad (1)$$

де ефективна довжина горла резонатора

$$L = l + d\pi/4 \quad (2)$$

де l - довжина горла резонатора, d - діаметр горла резонатора.

В припущенні, що напівсферична або циліндрична заглибина, глибина якої дорівнює радіусу циліндра, являють собою резонатори Гельмгольца з широким горлом і відповідним об'ємом, частоти коливань f при сталій температурі повітря будуть залежати тільки від діаметрів заглибин d .

Для напівсферичних заглибин

$$f_s = 106,43/d \quad (3)$$

Для циліндричних заглибин з відношенням глибини до діаметру $h/d = 0,5$

$$f_c = 86,9/d \quad (4)$$

В проведених дослідях вживались заглибини діаметром 3мм. Відповідно, частоти при максимальних швидкостях повітря за напівсферичними заглибинами переважно були $f_s = 35,4$ Гц, а за циліндричними $f_c = 29$ Гц. Різницю в частотах можна пояснити тим, що при однаковому діаметрі горла циліндричні заглибини мають трохи більший об'єм, ніж напівсферичні. Коефіцієнт теплообміну за циліндричними заглибинами при однакових інших умовах перевищує коефіцієнт теплообміну за напівсферичними заглибинами.

Залежності чисел Струхаля від числа Рейнольдса для таких резонаторів будуть обернено пропорційні швидкості потоку. В заглибинах, перспективних для інтенсифікації теплообміну, управління відривом потоку, покращення змішування і інших застосувань відношення глибини заглибини до її діаметру не повинні перевищувати 0,5.

Для більшості практичних задач актуальними є низькочастотні коливання, пов'язані з виникненням в заглибинах вихрових структур. При достатньо великій швидкості ($Re_h > 120$) потік, що обтікає заглибину, не приєднується до дна заглибини [8]. Після удару об задню стінку заглибини частина потоку повертає в заглибину, утворюючи порівняно стійку вихрову структуру.

Швидкість на зовнішній границі примезового шару цієї структури U_c постійна і дорівнює $U_c = 0,4U$, де U - швидкість в ядрі потоку [9]. Період викидів речовини з заглибини можна оцінити, розраховуючи час, потрібний для проходження порціями газу всіх частин траєкторії руху, враховуючи, що над заглибиною швидкість потоку - U , а у внутрішній частині - U_c . Якщо допустити, що вихрова структура займає всю заглибину, число Струхаля ($Sh = f d/U$) для напівсферичної заглибини буде дорівнювати $Sh = 0,203$, а для циліндричної з відношенням глибини до діаметру $h/d = 0,5$ - $Sh = 0,166$.

Іншу оцінку частоти пульсацій в циліндричній заглибині роблять по формулі Россітера (5).

$$f = mU/[d(M + U/c_l)], \quad (5)$$

де m - номер моди коливань, M - число Маха, c_l - швидкість хвилі, яка розповсюджується вперед.

Залежність числа Струхаля від числа Рейнольдса немонотонна. В районі існування в заглибині підковоподібного вихору числа Струхаля при збільшенні чисел Рейнольдса ростуть, а в зоні існування стовпоподібного вихору - зменшуються. Всі перші моди коливань не задовольняють критерію стійкості (6) зсувного шару [12].

Подібна немонотонна залежність числа Струхаля від числа Рейнольдса одержана і для дрібних загли-

бин в вигляді сферичних сегментів. Положення максимуму зміщене в сторону більших чисел Рейнольдса, а самі числа Струхалю перевершують відповідні для напівсферичних заглибин в 1,1 – 3 рази.

Значення чисел Струхалю в експериментах біля напівсферичних заглибин у різних авторів сильно відрізняються. Це можна пояснити тим, що в багатьох експериментах фіксувались лише частоти з максимальною енергією коливань.

Крім того, помітний вплив на інтенсифікацію теплообміну виявляє гострота крайок заглибин.

Найбільш низькочастотними виявляються коливання, викликані викидами речовини з заглибин. Подібні частоти спостерігаються в стежці вихорів, що нагадують стежку Кармана. Коливання зсувного шару над заглибиною корелюють з результатами Кікнадзе та ін. [13]. Коливання, пов'язані з обертанням вихору в заглибині трохи відрізняються від результатів Воскобієвника [10]. Високі частоти пояснюються як результат удару в кормову стінку заглибини.

Методи досліджень

Досліди виконувались на аеродинамічному стенді ІТТФ НАН України. Потужний вентилятор засмоктавав повітря з експериментальної кімнати, де підтримувалась майже постійна температура. Перед тим, як потрапити в дослідну ділянку потік проходив сенсори приладів витрати, втрати тиску і хонейкомб, де вимірювалась його витрата, перепад тиску, а профіль його швидкості коректувався.

Похибки вимірювань характерних параметрів дослідів не перевершували 12%.

2. Результати досліджень

Числа Струхалю відповідають гармонікам з найбільшими амплітудами коливань для заглибин з розмірами $C = 0,5; 0,3418; 0,2215$. (Коливання відповідні характерним частотам самого каналу не враховувались.)

Для розширення діапазону порівнянь комп'ютерних розрахунків з експериментом були проведені досліди з маленьким отвором в дні циліндричної заглибини. Застосування на дні заглибини осьової порожнини призвело до появи суттєвої різниці частот коливань носової і кормової частин заглибини.

При числах Рейнольдса більших 14000 різниця між частотами коливань носової, кормової і бокової поверхонь заглибини знаходиться в межах похибки досліду, а їх значення відповідає частоті обертання вихора в заглибині. Найменші значення коефіцієнтів опору знаходяться в проміжку відношень глибини заглибини до її діаметру $0,75 > h/d > 0,34$ (рис.1).

Застосування осьового (конічного) заглиблення в центрі плоского дна заглибини зменшило амплітуди коливань на його бокових стінках в 5,5 - 7,5 рази, в носовій частині заглибини – в 4 – 6 раз, а в кормовій – в 2 рази.

Значення коефіцієнтів опору дільниці каналу з циліндричною заглибиною різної глибини при великих числах Рейнольдса ($Re_d > 25000$) розподіляються у відповідності з результатами Вігхарта [8]. Найменші значення відповідають заглибині з відношенням глибини до діаметру $C = 0,3418$. Великого зменшення гідравлічного опору для «надглибоких» заглибин ($h/d = 0,7532$) не спостерігалось.

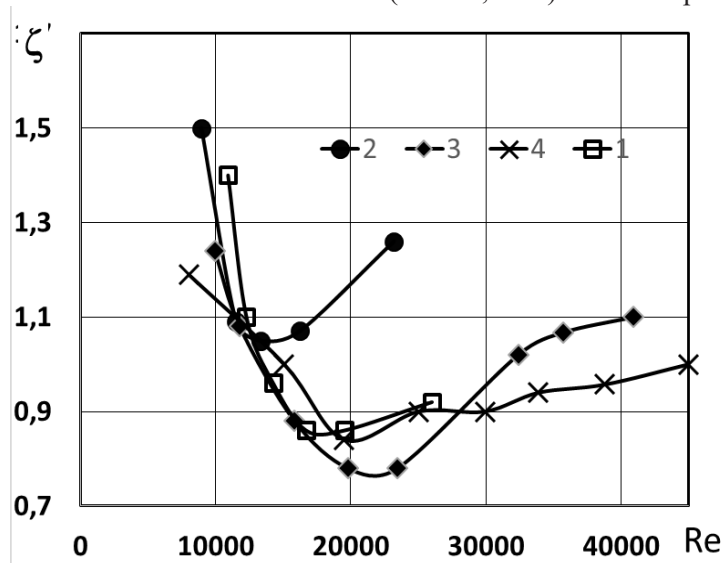


Рис. 1. Залежність коефіцієнту опору робочої ділянки з циліндричною заглибиною в від числа Рейнольдса при декількох значеннях відношення глибини заглибини h до її діаметру d .

1 – $h/d = 0,5$; 2 – $h/d = 0,7532$; 3 – $h/d = 0,3418$; 4 – $h/d = 0,2215$

На рис. 2 показано фото вхідної частини тонкої трубки, на зовнішній поверхні якої утворено систему циліндричних заглибин діаметром 3 мм, а знизу трубка обігривається полум'ям метану, що горить.

Видно більш нагріті границі вхідних отворів заглибин **1** (червоний колір). Зону повного горіння **2** (блакитна); два язика полум'я з недоліком кисню (жовті - **3**).

Між границями заглибин, нагрітих до температури 800 °С, (1- червоний колір) видно темні донні поверхні заглибин, що свідчить про те, що потоки гарячого газу не доходять до дна заглибини.

4Подібні результати для інших розмірів заглибин було одержано і в роботах [14, 15].

Висновки

Експериментально одержано докази виникнення при обтіканні циліндричних заглибин коливальних частот, принаймні в трьох діапазонах.

Діапазони можна поставити у відповідність з явищами, що виникають при ударі потоку об кормову частину заглибини, обертанні вихора в заглибині і викидає речовини з заглибини.

Найменший коефіцієнт опору одержано в заглибинах з відношенням глибини заглибини до її діаметру $h/d = 0,3418$.

Прогнози відносно малого гідравлічного опору заглибин з відносною глибиною, більшою ніж 0,5 не підтвердились.

Приєднання до донної частини заглибини додаткових пружних об'ємів, навіть невеликих розмірів, може

привести до істотного демпфування коливань і зменшення гідравлічного опору.

Однією з причин різної інтенсифікації теплообміну з допомогою заглибин може бути взаємодія звукових і псевдо звукових коливань зі зсувним шаром над заглибиною.

ЛІТЕРАТУРА

1. Коваленко Г. В., Халатов А. А. Границы режимов течения в углублениях на плоской поверхности, имеющих форму сферических сегментов// Прикладная гидромеханика 2008 №1.- С. 23-32.

2. Турик В. Н., Бабенко В. В., Воскобойник В. А., Воскобойник А. В. Вихревое движение в полусферической лунке на поверхности обтекаемой пластины// Вісник НТТУ «КПІ». Машинобудування.- 2006.-48.- С.79 -85.

3. Блохинцев Д. И. Акустика неоднородной движущейся среды.- М.: «Наука», 1981.

4. Воронаев Г.А., Воскобойник В.А., Воскобойник А.В., Гринченко В.Т., Исаев С.А., Розумнюк Н.В. Источники псевдозвуковых пульсаций давления при обтекании сферической лунки// Акустический вестник.- 2008. Т.11, № 3.- С. 27 – 49.

5. Rockwell D., Naudascher E. Review – Self-sustaining oscillations flow past cavities// J. Fluids Eng.- 1978.-100, №2.-P.152-165.

6. Foley A. W., Hove M. S., Brungart T. A. Sound generated by a jet-exited spherical cavity// Journal of Sound and Vibration. August 2008/ V. 315, Issues 1-2. Pp. 89 – 99.

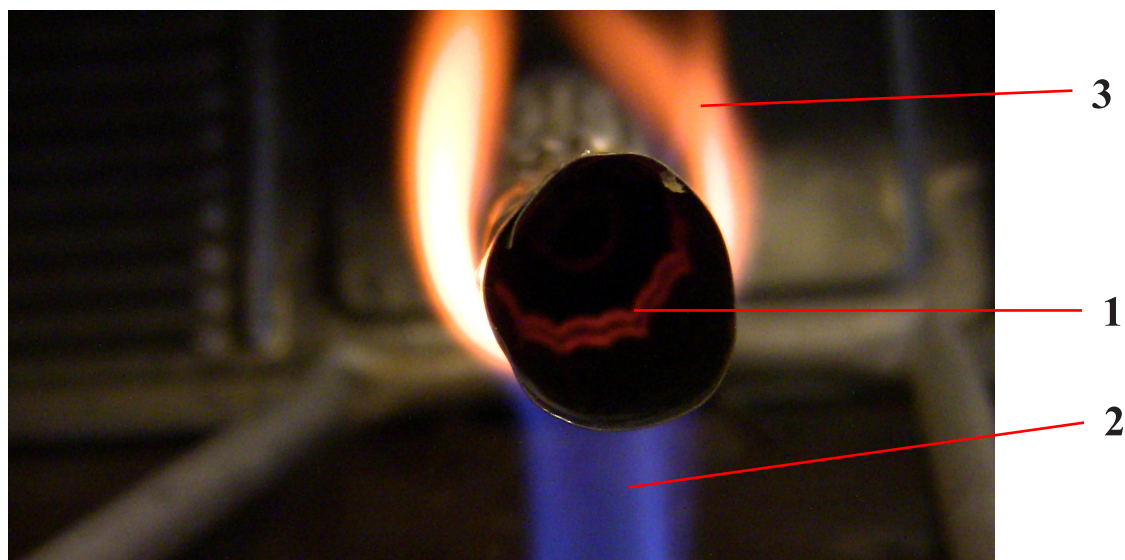


Рис.2. Горіння метану під трубкою зі сталі 1Х18Н10Т (товщиною 0,2 мм) з системою циліндричних заглибин діаметром 3 мм:

1 – границі вхідних отворів заглибин; 2 – зона повного горіння газу; 3 – горіння з недоліком кисню.

7. Ahuja K. , Mendoza J. Effects of cavity dimensions, boundary layer and temperature on cavity noise with emphasis on benchmark data to validate computational aeroacoustic codes//NASA CR.-1995.-N 4653-P. 1-284.
8. Шлихтинг Г. Теория пограничного слоя. М.: «Наука», 1969. -742 с.
9. Hankey W.L., Shang J.S. Analyses of Pressure Oscillations in an open Cavity// AIAA Journal.- 1980. V. 18, № 8, - Pp. 892 – 898.
10. Воскобійник А.В. Формування когерентних вихрових структур у закручених потоках і заглибинах. - Автореферат дис. на зд. наук. ст. к. т. н. – Ін-т гідромеханіки НАН України, Київ., 2005.-18.
11. Michalke A. On the Inviscid Instability of the Hyperbolic-Tangent Velocity Profile// Journal of Fluid Mechanics. - Aug. 1964.V. 19, - Pp. 543 – 556.
12. Халатов А.А. Теплообмен и гидродинамика около поверхностных углублений (лунок).- Киев: НАН Украины, Институт технической теплофизики, 2005.-76 с.
13. Kiknadze G., Gachechiladze I., Oleinikov V. Tornado-like technology of heat and mass transfer intensification at lagging increase of hydraulic losses (Review of experimental results and intensification mechanisms). Moscow: Basert Co.Ltd. 1994 -1995. 102 p.
14. Khalatov A., Kovalenko G. Fluid flow and heat transfer at a cross flow of dimples tubes in confined spaces// Preprint ASME No GT 2003-38155. Int. Gas Turbine Inst. – USA – 2003
15. Khalatov A., Kovalenko G. Characteristic features of hydrodynamics and heat transfer in transverse flow past cylinders with dimples in single-row bundles // “Heat transfer Research“.-vol. 35- N 7-8.USA.-2004

OSCILLATIONS DURING AIR FLOW NEAR DENTS ON A FLAT SURFACE

Khalatov A.A.¹, Kovalenko G.V.²*Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, str. Maria Kapnist, 2a, Kyiv, 03057, Ukraine*¹*Academician of the National Academy of Sciences of Ukraine, Dr. Sci. (Engin.), Professor, Head of the Department, artem.khalatov1942@gmail.com*²*PhD (Engin.), Senior Researcher*<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.1>

The purpose of the work is to evaluate the intensification of heat transfer using various types of recesses when air flows around heat transfer surfaces with possible minimization of pressure losses.

The creation of compact devices for space and the armed forces requires solving similar problems. One of the proposed methods is the use of recesses on streamlined heat transfer surfaces.

This paper presents the results of experimental studies of flow around surfaces with depressions. Two types of recesses were considered: cylindrical and hemispherical segments. The influence of flow velocity on the formation of vortex structures when flowing around surfaces with depressions was studied. It was shown that at low speeds the flow has a diffuser and confuser character. As the speed increases at the inlet edge of the notch, the flow was been interrupted and a horseshoe-shaped vortex was formed in the notch. In this case, the boundary layer above the depression periodically collapses, and its lower end jumps from one half of the depression to the other, breaks off and turns into a Karman trace. With a further increase in speed, one of the ends of the horseshoe-shaped vortex rises above the depression, turning into a columnar one.

The nature of the flow over the depression was been analyzed. It was been noted that part of the shear layer is deflected towards the excavation and hits its rear (aft) wall. The location of the impact is the source of sound vibrations. It was shown, that when the frequency of any harmonic of these oscillations coincides with the frequency of shear layers vortex structures, these two phenomena begin to reinforce each other. Flow fluctuations near and inside the excavation could be divided into classes.

1. Hydrodynamic vibrations arising due to the instability of the shear layer.

2. Oscillations resulting from the interaction of standing pressure waves in the depression and acoustic waves emitted from places where the surface profile changes sharply.

3. Oscillations, when a sharp change in the shape of the surface causes the formation of vortices.

It was shown, that the sound pressure caused by the presence of depressions decreases with increasing boundary layer thickness.

References 15, figures 2.

Key words: cylindrical dimples, semispherical dimples, pressure pulsations, Reynolds number, hydraulic resistance, frequency, Strouhal number, Mach number.

1. Kovalenko G. V., Khalatov A. A. [Boundaries of flow regimes in depressions on a flat surface having the shape of spherical segments] // *Applied hydromechanics* 2008 No. 1, P. 23-32 [in Rus].

2. Turik V.N., Babenko V.V., Voskoboinik V.A., Voskoboinik A.V. Vortex motion in a hemispherical dimple on the surface of a streamlined plate // *Newsletter of NTU "KPI". Machine building.* 2006. 48. P.79,-85. [in Rus].

3. Blokhintsev D.I. [Acoustics of an inhomogeneous moving medium]. M.: "Nauka", 1981. [in Rus].

4. Voropaev G. A., Voskoboinik V. A., Voskoboinik A. V., Grinchenko V. T., Isaev S. A., Rozumnyuk N. V. Sources of pseudo sonic pressure pulsations in flow around a spherical hole // *Acoustic Bulletin.* 2008. V.11, No. 3. P. 27 – 49.

5. Rockwell D., Naudascher E. Review – Self-sustaining oscillations flow past cavities// *J. Fluids Eng-* 1978.-100, No. 2.-P.152-165.

6. Foley A.W., Hove M.S., Brungart T.A. Sound generated by a jet-exited spherical cavity // *Journal of Sound and Vibration.* August 2008/ V. 315, Issues 1-2. pp. 89 – 99.

7. Ahuja K., Mendoza J. Effects of cavity dimensions, boundary layer and temperature on cavity noise with emphasis on benchmark data to validate computational aeroacoustic codes//*NASA CR.-1995.-N 4653-P. 1-284.*

8. Schlichting G. [Theory of the boundary layer]. M.: "Science", 1969. 742 p. [in Rus].

9. Hankey W. L., Shang J.S. Analyses of Pressure Oscillations in an open Cavity// *AIAA Journal* - 1980. V. 18, № 8, P. 892 – 898.

10. Hankey W.L., Shang J.S. Analyses of Pressure Oscillations in an open Cavity. *AIAA Journal.* 1980. V. 18, № 8, P. 892 – 898. [in Ukr].

11. Michalke A. On the Inviscid Instability of the Hyperbolic-Tangent Velocity Profile// *Journal of Fluid Mechanics.* Aug. 1964.V. 19, P. 543 – 556.

12. *Michalke A.* On the Inviscid Instability of the Hyperbolic-Tangent Velocity Profile. *Journal of Fluid Mechanics*. Aug. 1964.V. 19. P. 543 – 556. [in Rus] .

13. *Kiknadze G., Gachechiladze I., Oleinikov V.* [Tornado-like technology of heat and mass transfer intensification at lagging increase of hydraulic losses] (Review of experimental results and intensification mechanisms). Moscow: Basert Co.Ltd. 1994 -1995. 102 p. [in Rus].

14. *Khalatov A., Kovalenko G.* Fluid flow and heat transfer at a cross flow of dimples tubes in confined spaces// Preprint ASME No GT 2003-38155. Int. Gas Turbine Inst. USA – 2003.

15. *Khalatov A., Kovalenko G.* Characteristic features of hydrodynamics and heat transfer in transverse flow past cylinders with dimples in single-row bundles // “Heat transfer research“, V. 35, N 7-8. USA, 2004.

Отримано 09.04.2024

Received 09.04.2024

Прийнято до друку 17.08.2024

Accepted for publication 17.08.2024

УДК 532.536

НЕЛІНІЙНИЙ АНАЛІЗ КОНВЕКТИВНОЇ НЕСТІЙКОСТІ РЕАЛЬНИХ ГАЗІВ В ПОРИСТИХ СЕРЕДОВИЩАХ

Авраменко А.О.¹, член-кореспондент НАН України, Ковецька Ю.Ю.², докт. філ., Кобзар А.С.,
Козлова В.В.

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. М. Капніст 2а, Київ 03057, Україна

¹<https://orcid.org/0000-0002-2416-3512>

²<https://orcid.org/0000-0002-4759-274X>

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.2>

На основі підходу Лоренца досліджено нелінійну нестійкість в газі Ван дер Ваальса в зазорі з пористим середовищем кінцевої товщини. При цьому встановлена фіксована різниця температур між верхньою холодною поверхнею і гарячою нижньою. У ході чисельного рішення отримано критерії монотонної та осцилюючої нестійкості, а також критерій виникнення дивного атрактора у фазовому просторі. Проаналізовано характер залежностей критичних чисел Релея від пористості середовища, а також параметрів рівняння стану Ван-дер-Ваальса Wa_a і Wa_b .

On the basis of the Lorentz approach, the nonlinear instability in the Van der Waals gas in the gap with a porous medium of finite thickness was studied. A fixed temperature difference is set between the upper cold surface and the lower hot one. During a numerical solution, criteria for monotonic and oscillating instability were obtained and the criterion for the appearance of a strange attractor in the phase space are presented. The nature of the dependences of the critical Rayleigh numbers on the physical properties of the gas, the porosity of the medium, and the parameters of the van der Waals equation of state Wa_a and Wa_b is analyzed.

Бібл. 15, табл. 8

Ключові слова: модель Лоренца, газ Ван дер Ваальса, дивний атрактор, критерій стійкості.

a, b – константи Ван дер Ваальса;

g – гравітаційне прискорення;

h – висота зазору;

K – проникність;

p – тиск;

R – газова стала;

T – температура;

t – час;

x, y – декартові координати;

u, v – складові швидкості;

Грецькі символи

α – коефіцієнт температуропровідності;

β – коефіцієнт об'ємного розширення;

ν – коефіцієнт кінематичної в'язкості;

ρ – густина середовища;

Ψ – функція току;

Безрозмірні параметри:

Da – число Дарсі;

Fo – число Фур'є;

Pr – число Прандтля;

Ra – число Релея;

Wa_a, Wa_b – числа Ван дер Ваальса;

Вступ

У 1963 Едвард Лоренц запропонував наближену математичну модель (систему Лоренца) для конвекції Релея-Бенара і чисельно визначив в цій моделі хаотичний атрактор [1]. Використовуючи спрощену математичну версію цієї моделі, він виявив, що при певних параметрах конвективної системи траєкторія стає складною і невизначеною, що призводить до її непередбачуваної поведінки. Хаотична поведінка була виявлена у більшості класичних моделей біологічних систем, деяких хімічних реакціях, метеорологічних

процесах та інших. Це відкриття стимулювало дослідження атракторів і привертає велику увагу вчених з різних галузей [2-4].

При прогнозуванні фізичних процесів фундаментальне значення має перехід ламінарної форми течії в турбулентну. Турбулентні потоки найбільш широко представлені в природних явищах та технічних додатках. На сьогоднішній день існує велика різноманітність математичних підходів при моделюванні турбулентності. Деякі з них представлені у огляді [5]. Останнім часом активно розвивається метод ренормалізаційних груп,

який дозволяє отримати теоретичні значення констант турбулентності та уніфікувати самі моделі для різних типів течій. У роботі [6] побудовано макроскопічну модель турбулентності нестисливої течії в пористих середовищах. Отримано вирази для перенормованої турбулентної в'язкості, що враховує ультрафіолетову частину спектра турбулентної кінетичної енергії. Іншим поширеним методом є аналіз симетрії, що ґрунтується на теорії груп Лі [7]. Цей підхід також використовується при вирішенні багатьох нелінійних задач. Автори в [8] розробили автотельну модель для потоку нанофлюїдів при моделюванні переносу тепла, імпульсу та концентрації в умовах плівкового кипіння.

В даний час є багато робіт, присвячених лінійній гідродинамічній нестійкості в пористих середовищах. Наприклад, течія у гіперпористому середовищі для розріджених газів розглядалась в [9]. Отримано рівняння для аналізу впливу тривимірних збурень на течію. Проаналізовано залежність критичного числа Рейнольдса від пористості середовища та параметра проковзування. З порівняння розрахунків випливає, що тривимірні збурення більш критичні у порівнянні з двовимірними. Цей висновок прямо протилежний теоремі Сквайра для лінійної стадії розвитку нестійкості. В роботі [10] проведено лінійний аналіз виникнення біотермічної конвекції на основі моделі Дарсі в суспензії гіротактичних мікроорганізмів у горизонтальному шарі пористого середовища. Отримано критичні числа Релея біоконвекції для різних значень числа Пекле, числа гіротаксису та ексцентриситету клітини. Е. Лоренц запропонував нелінійний підхід, заснований на визначенні умов, за яких у фазовому просторі системи диференціальних рівнянь третього та вище порядків з'являється дивний атрактор, що є критерієм зародження турбулентного руху.

У даній роботі ми досліджуємо нелінійну стійкість у газі Ван дер Ваальса, оскільки відомо, що модель ідеального газу дозволяє описувати стан системи у досить вузькому діапазоні параметрів. У роботах [11-12] наведено чисельні та аналітичні розв'язки задач гідродинаміки в рамках моделі ідеального газу. Зокрема, в [11] досліджено ламінарну течію в криволінійному прямокутному каналі з пористим середовищем. В ході аналітичного розвитку показано залежність профілю швидкості від геометрії каналу (внутрішнього і зовнішнього радіусів стінок каналу та співвідношення сторін поперечного перерізу, а також числа Дарсі. В роботі [12] авторами представлений підхід до

аналізу мікро- та макропотоків з використанням методу ґрат Больцмана. В результаті отримано профілі швидкості та проаналізовано вплив числа Кнудсена на гідродинамічні характеристики течії. Модель Ван-дер-Ваальса є узагальненою моделлю при нелінійній залежності густини робочого тіла від температури і в даний час вивченню цих питань приділяється велика увага. Motamedian M. та ін. у роботі [13] отримали аналітичне рішення для реальних газів у потоці з проковзуванням. Проаналізовано ефект проковзування та геометрії поперечного перерізу на профілі локальної та середньої швидкості, а також відносне число Пуазейля. Розрахунки показали, що логарифмічна функція числа Пуазейля зменшується зі збільшенням числа Кнудсена та радіуса поперечного перерізу.

Таким чином, мета цього дослідження полягає у побудові моделі Лоренца для пористих середовищ у реальних газах та дослідження на її основі критеріїв нелінійної конвективної нестійкості.

II. Математична модель

Розглянемо двовимірну задачу при вільно-конвективній течії між двома паралельними горизонтальними пластинами з висотою зазору h . Пористість середовища між ними визначається проникністю K . У початковий момент часу існує перепад температури $\Delta T = T_1 - T_2$ між нижньою (нагрітою $T = T_1$) та верхньою (холодною $T = T_2$) пластинами. Задача описується системою диференціальних рівнянь у наближенні Бусінеска та має наступний вигляд

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \right) - \frac{\nu}{K} u, \quad (2)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} \right) - \frac{\nu}{K} v + g \left(1 - \frac{\rho}{\rho_1} \right), \quad (3)$$

$$\frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}, \quad (4)$$

Індекс «1» відноситься до параметра на зовнішній границі приграничного шару. Третій доданок у правих частинах рівнянь (2) і (3) описує лінійний «пористий» опір Дарсі.

Систему рівнянь (1)-(4) необхідно доповнити рівнянням стану Ван-дер-Ваальса

$$(p + a\rho^2)\left(\frac{1}{\rho} - b\right) = RT,$$

де a і b є константами Ван-дер-Ваальса.

Виразимо густину в рівнянні (3) за допомогою рівняння (5). В результаті отримуємо

$$\frac{\rho}{\rho_1} = 1 - \frac{Z}{1 + \beta\Theta} \left(1 - \frac{Wa_b}{1 + \beta\Theta} + \frac{Wa_a}{(1 + \beta\Theta)^2} \right), \quad (6)$$

де

$$Z = \frac{p}{RT\rho}, \quad Wa_a = \frac{ap}{R^2T^2}, \quad Wa_b = \frac{bp}{RT},$$

$$\beta = \frac{1}{T_1},$$

$$\Theta = T - T_1. \quad (9)$$

Оскільки розглядається двовимірною задачею, зручно використовувати функцію струму в такий спосіб:

$$u = \partial\psi / \partial y, \quad v = -\partial\psi / \partial x. \quad (10)$$

Після підстановки (6), (10) в систему (1) – (3) отримаємо

$$\frac{\partial}{\partial t}(\nabla^2\psi) + \frac{\partial\psi}{\partial y} \frac{\partial}{\partial x}(\nabla^2\psi) - \frac{\partial\psi}{\partial x} \frac{\partial}{\partial y}(\nabla^2\psi) = -\frac{v}{K} \nabla^2\psi + v \nabla^4\psi + g\beta \frac{1 + 3Wa_a - 2Wa_b + \beta\Theta(2 - 2Wa_b + \beta\Theta)}{(1 + Wa_a - Wa_b)(1 + \beta\Theta)^4} \frac{\partial\Theta}{\partial x}, \quad (11)$$

$$\frac{\partial\Theta}{\partial t} + \frac{\partial\psi}{\partial y} \frac{\partial\Theta}{\partial x} - \frac{\partial\psi}{\partial x} \frac{\partial\Theta}{\partial y} = \alpha \nabla^2\Theta. \quad (12)$$

Згідно Лоренцу [1] розподіл температур зручно представити у вигляді

$$\Theta = \theta - \Delta T y / h, \quad (13)$$

де θ є відхилення від лінійного незбуреного профілю температури, викликане конвективним збуренням. Крім того, прийнемо припущення, що $\beta\Theta \ll 1$. Тоді, враховуючи вираз для Θ , перетворюємо систему (11), (12) на

$$(5) \quad \frac{\partial}{\partial t}(\nabla^2\psi) + \frac{\partial\psi}{\partial y} \frac{\partial}{\partial x}(\nabla^2\psi) - \frac{\partial\psi}{\partial x} \frac{\partial}{\partial y}(\nabla^2\psi) = -\frac{v}{K} \nabla^2\psi + v \nabla^4\psi + g\beta \frac{1 + 3Wa_a - 2Wa_b}{1 + Wa_a - Wa_b} \frac{\partial\theta}{\partial x}, \quad (14)$$

$$(15) \quad \frac{\partial\theta}{\partial t} + \frac{\partial\psi}{\partial y} \frac{\partial\theta}{\partial x} - \frac{\partial\psi}{\partial x} \frac{\partial\theta}{\partial y} = \frac{\Delta T}{h} \frac{\partial\psi}{\partial x} + \alpha \nabla^2\theta.$$

Розглянемо завдання із вільними границями. У цьому випадку система (14), (15) має бути проаналізована за наступних умов

$$(7) \quad \psi = \nabla^2\psi = \theta = 0 \text{ при } y = 0, \quad \psi = \nabla^2\psi = \theta = 0 \text{ при } y = h. \quad (16)$$

III. Збурені рівняння та їх аналіз

Для виконання граничних умов (16) виберемо такі співвідношення для збурених функцій [1]

$$(8) \quad \psi = \sqrt{2} \frac{\alpha(1 + \lambda^2)}{\lambda} X(t) \sin\left(\frac{\pi\lambda x}{h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{h}\right), \quad (17)$$

$$(18) \quad \theta = \frac{\Delta T}{\pi r} \left[\sqrt{2} Y(t) \cos\left(\frac{\pi\lambda x}{h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{h}\right) - Z(t) \sin\left(\frac{2\pi y}{h}\right) \right]. \quad (18)$$

де λ характеризує періодичність руху по координаті x , X – амплітуда конвективного руху, Y – різниця температур між висхідним і низхідним потоками, Z – відхилення вертикального профілю температури від лінійного. Крім того, в рівнянні (18) використовуємо нормоване число Релея

$$r = Ra/Ra_c, \quad (19)$$

де

$$Ra = \frac{g\beta h^3 \Delta T}{\alpha \nu}, \quad (20)$$

$$Ra_c = \frac{\pi^4(1 + \lambda^2)^3}{\lambda^2} - \text{критичне число Релея.} \quad (21)$$

Підстановка рівнянь (17) і (18) в (14) дає

$$\frac{dX(Fo)}{dFo} = Pr \left[\frac{1 + 3Wa_a - 2Wa_b}{1 + Wa_a - Wa_b} Y(Fo) - \left(1 + \frac{b}{4\pi^2 Da} \right) X(Fo) \right], \quad (22)$$

де

$$Da = \frac{K}{h^2} - \text{число Дарсі}, \quad (23)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} - \text{число Прандтля}, \quad (24)$$

$$Fo = \frac{\pi^2(1+\lambda^2)\alpha t}{h^2} - \text{число Фур'є}, \quad (25)$$

$$b = \frac{4}{1+\lambda^2}. \quad (26)$$

Після підстановки рівнянь (17) та (18) в (15), отримуємо рівняння для нев'язки

$$R(x, y) = \left[\frac{dY(Fo)}{dFo} - rX(Fo) + Y(Fo) \right] \cos\left(\frac{\pi\lambda x}{h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{h}\right) - 2X(Fo)Z(Fo) \cos\left(\frac{\pi\lambda x}{h}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{h}\right) \cos\left(\frac{2\pi y}{h}\right) - \sqrt{2} \left[\frac{dZ(Fo)}{dFo} - X(Fo)Y(Fo) + bZ(Fo) \right] \cos\left(\frac{\pi\lambda x}{h}\right) \sin\left(\frac{2\pi y}{h}\right). \quad (27)$$

Далі, згідно методу Галеркіна, помножимо $R(x, y)$ на пробні функції та проінтегруємо по y в межах від нуля до h . При використанні $\sin(\pi y/h)$, отримаємо

$$\frac{dY(Fo)}{dFo} = rX(Fo) - X(Fo)Z(Fo) - Y(Fo). \quad (28)$$

$$\frac{dZ(Fo)}{dFo} = X(Fo)Y(Fo) - bZ(Fo). \quad (29)$$

Таким чином, маємо систему трьох нелінійних рівнянь (22), (28) та (29). Ця система відрізняється від системи Лоренца [1] членами у рівнянні (22), які містять числа Дарсі та Ван дер Ваальса. У межі $Da \rightarrow \infty$ та $Wa_a = Wa_b = 0$ система (22), (28), (29) трансформується в систему Лоренца.

IV. Дослідження нестійкості

Спочатку розглянемо поведінку системи у стаціонарних станах. Система (22), (28), (29) має дві точки спокою. Перша стаціонарна точка – це

$$X_1^* = Y_1^* = Z_1^* = 0. \quad (30)$$

Для дослідження системи на стійкість накладемо на стаціонарні стани малі обурення у вигляді

$$X = X_1^* + X_L \exp(\sigma Fo), \quad (31)$$

$$Y = Y_1^* + Y_L \exp(\sigma Fo), \quad (32)$$

$$Z = Z_1^* + Z_L \exp(\sigma Fo), \quad (33)$$

де σ – коефіцієнт наростання збурень. Підстановка (31) – (33) до системи (22), (28), (29) з урахуванням лінеаризації дає характеристичне рівняння

$$\begin{vmatrix} -Pr\left(1 + \frac{b}{4\pi^2 Da}\right) - \sigma & Pr\left(\frac{1+3Wa_a-2Wa_b}{1+Wa_a-Wa_b}\right) & 0 \\ r & -1-\sigma & 0 \\ 0 & 0 & -b-\sigma \end{vmatrix} = 0. \quad (34)$$

Характеристичне рівняння матриці взаємодії має три дійсні корені. Два з них негативні. Один корінь позитивний. Це дає межу монотонної нестійкості

$$r = r_{cr} = \left(\frac{1+Wa_a-Wa_b}{1+3Wa_a-2Wa_b} \right) \left(1 + \frac{b}{4\pi^2 Da} \right) = \frac{D}{W}, \quad (35)$$

де

$$W = \frac{1+3Wa_a-2Wa_b}{1+Wa_a-Wa_b}, \quad (36)$$

$$D = 1 + \frac{b}{4\pi^2 Da}. \quad (37)$$

Для ідеального газу ($Wa_a = Wa_b = 0$) та чистого середовища ($Da \rightarrow \infty$) рівняння (35) перетворюється на рішення Лоренца $r_{cr} = 1$ [1].

Далі досліджуємо залежність числа Релея від розміру вихору λ . Ця залежність має мінімум, що відповідає критичному значенню числа Релея для монотонної нестійкості. Щоб знайти цей мінімум, продиференціюємо $Ra = Ra(\lambda)$ по λ та отриманий результат порівнюємо до нуля. Вирішення цього рівняння є

$$\lambda_{cr} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\sqrt{1+\pi^2 Da(10+9\pi^2 Da)}}{\pi^2 Da} - 1 - \frac{1}{\pi^2 Da}}. \quad (38)$$

Для чистого середовища ($Da \rightarrow \infty$) рівняння (38) перетворюється на

$$\lambda_{cr} = \sqrt{\frac{1}{2}}. \quad (39)$$

В результаті математичних перетворень маємо критичний параметр монотонної нестійкості

$$Ra_{cr1} = \frac{1 + Wa_a - Wa_b}{1 + 3Wa_a - 2Wa_b} \frac{9\pi^2 Da(2 + 3\pi^2 Da) + (1 + 9\pi^2 Da)\sqrt{(1 + \pi^2 Da)(1 + 9\pi^2 Da)}}{2Da^2}. \quad (40)$$

Для ідеального газу ($Wa_a = Wa_b = 0$) та чистого середовища ($Da \rightarrow \infty$) рівняння (40) перетворюється на класичне рішення Релея задачі власних значень з вільними граничними умовами (16)

$$Ra_{cr1} = \frac{27\pi^4}{4}. \quad (41)$$

Рівняння (38) показує, що критичний розмір вихору не залежить від властивостей газу, а визначається пористістю середовища. Зі зростанням значення числа Дарсі значення λ монотонно знижується, тобто у пористому середовищі вихори більші, ніж у чистому.

Розрахунки показали, що зменшення проникності середовища стабілізує стан системи, тобто вихрові структури виникають при вищих значеннях чисел Релея. При цьому зі зростанням параметра W стійкість потоку падає. Збільшення параметра Wa_a призводить до зниження стійкості течії. Константа a в рівнянні (5) характеризує додатковий тиск у реальному газі (порівняно з ідеальним газом), що виникає у пристіночному шарі. Очевидно, що цей ефект підвищує підйомну силу. В результаті швидкість збільшується та погіршуються умови стійкості. У той же час збільшення параметра Wa_b підвищує стійкість течії. Як відомо, константа b у рівнянні (5) описує додатковий обсяг простору, що не заповнений молекулами. Збільшення цього додаткового обсягу і, отже, параметра b призводить до збільшення гідродинамічного опору і робить потік більш стійким.

Далі розглянемо другу стаціонарну точку системи (22), (28), (29)

$$X_2^* = \pm \sqrt{\frac{b(rW - D)}{D}}, \quad (42)$$

$$Y_2^* = \pm \sqrt{\frac{Db(rW - D)}{W^2}}, \quad (43)$$

$$Z_2^* = \frac{rW - D}{W}, \quad (44)$$

Лінеаризуючи систему (22), (28), (29) щодо другої стаціонарної точки, отримаємо

$$\frac{dX_L}{dFo} = \text{Pr}[WY_L - DX_L], \quad (45)$$

$$\frac{dY_L}{dFo} = \frac{D}{W}X_L - Y_L - \sqrt{\frac{b(rW - D)}{D}}Z_L, \quad (46)$$

$$\frac{dZ_L}{dFo} = \sqrt{\frac{Db(rW - D)}{W^2}}X_L + \sqrt{\frac{b(rW - D)}{D}}Y_L - bZ_L. \quad (47)$$

В цьому випадку характеристичне рівняння має вигляд

$$\sigma^3 + (\text{Pr}D + b + 1)\sigma^2 + \left(b \left(D\text{Pr} + \frac{rW}{D} \right) + \text{Pr} \left(D - \frac{D^2}{W} \right) \right) + b\text{Pr} \left(r(D + W) - \frac{2D^2}{W} \right) = 0. \quad (48)$$

В даному випадку нас цікавить осцилююча нестійкість, коли у власних значеннях виникає мнима частина, а в системі з'являється біфуркація Хопфа. Тому знайдемо критичне значення r , при якому корені характеристичного рівняння мають комплексно спряжену частину, тобто

$$\sigma_{2,3} = \pm i\Omega, \quad (49)$$

Враховуючи (49), характеристичне рівняння можна подати у вигляді

$$(\sigma - i\Omega)(\sigma + i\Omega)(\sigma - \sigma_1) = \sigma^3 - \sigma_1\sigma^2 + \Omega^2\sigma - \Omega^2\sigma_1 = 0. \quad (50)$$

Порівнюючи рівняння (48) і (50), отримуємо критерій осцилюючої нестійкості у вигляді

$$r = \frac{D^2 \text{Pr}}{bW} \frac{D(\text{Pr}+1-b) - W(b+1)(\text{Pr}+1+b)}{W(\text{Pr}+1+b-DW) - D^2 \text{Pr}}. \quad (51)$$

Отже, за умови (51) існує докритична біфуркація Хопфа, тобто у фазовому просторі існує граничний цикл, який притягує орбіти. Враховуючи (19) – (21), запишемо рівняння для критичного значення числа Релея осцилюючої нестійкості

$$\text{Ra}_{cr2}(\lambda = \lambda_{\min}) = \frac{\pi^4(1+\lambda^2)^3}{\lambda^2} \frac{D^2 \text{Pr}}{bW} \frac{D(\text{Pr}+1-b) - W(b+1)(\text{Pr}+1+b)}{W(\text{Pr}+1+b-DW) - D^2 \text{Pr}}, \quad (52)$$

де параметр b визначається в рівнянні (26). Таким чином, для знаходження критерію осцилюючої нестійкості необхідно мінімізувати (52) по λ . Результати чисельних досліджень наведені в таблицях № 1 - 4.

Таблиця № 1 показує, що осцилююча нестійкість, на відміну від монотонної, залежить від числа Прандтля. При цьому стійкість потоку знижується з ростом значення числа Прандтля. Вочевидь, це обумовлено збільшенням в'язкості, яка масштабує число Релея в знаменнику. Розмір критичних вихорів зменшується зі зменшенням в'язкості середовища.

Таблиця № 2 показує, що осцилююча нестійкість посилюється зі зменшенням проникності пористого середовища. Тобто, ця тенденція протилежна впливу проникності на монотонну нестійкість. Вочевидь, що осциляції посилюються через взаємодію текучої та твердої фаз. При цьому розмір критичних вихорів зменшується через зменшення живого перерізу.

Вплив чисел Ван дер Ваальса на осцилюючу нестійкість також протилежний їх ефекту на монотонну нестійкість (таблиці № 3 та № 4). Як видно з таблиці №3, додатковий тиск в реальному газі «гасить» осцилюючі збурення, отже, зі зростанням значення параметра W_a течія стабілізується. Додатковий об'єм, навпаки, сприяє розвитку осцилюючих збурень (таблиця № 4) і тому зі зростанням значення параметра W_a ситуація дестабілізується.

Далі виникає питання про те, що відбувається після виникнення граничного циклу. Для цього було проведено чисельне дослідження системи (22), (28), (29) за допомогою пакета “Mathematica”. Дослідження показало, що при подальшому збільшенні параметра Γ існують режими, що характеризуються виникненням дивного аттрактора у фазовому просторі $(X(\text{Fo}), Y(\text{Fo}), Z(\text{Fo}))$.

У деякому інтервалі значень параметрів система втрачає стійкість, фазові траєкторії потрапляють у деяку частину фазового простору, де поведінка хаотично. Ця область фазового простору має власну область тяжіння,

Табл. 1. Вплив числа Прандтля на критичне число Релея осцилюючої нестійкості ($D=1$, $W=1$)

$\lambda_{\min}$	24.481	3.367	2.313	1.55	1.051	0.821
Pr	1.01	1.5	2	3	5	10
Ra_{cr2}	4.27×10^{10}	664201	141842	41703	19383	15783

Табл. 2. Вплив числа Дарсі на критичне число Релея осцилюючої нестійкості ($\text{Pr}=3$, $W=1$)

$\lambda_{\min}$	1.55	1.532	1.352	0.764	0.795	1.139
Da	∞	10	1	0.1	0.05	0.015
Ra_{cr2}	41703	40569	31264	7114	5044	3162

опинившись у якій фазовій траєкторії обов'язково прямують до хаотичного простору. Тобто, ця ділянка проявляє себе як атрактор. Оскільки такий атрактор не задовольняє властивостям простого атрактора, його називають дивним.

Відповідно до моделей [14,15], виникнення дивного атрактора можна інтерпретувати як критерій зародження незатухаючих турбулентних пульсацій.

У роботі Лоренца [1] проводилось дослідження для наступних значень параметрів $b = 8/3$ ($= 2-1/2$), $Sc = 10$. У цьому випадку дивний атрактор з'являється при $r \approx 28$. Цей набір параметрів був обраний тому, що число Релея Ra_c в цьому випадку має мінімум. Проте мінімум нормованого числа Релея r , при якому виникає дивний атрактор, має іншу координату. Тому необхідно дослідження широкого діапазону параметра b .

Отже, результати розрахунків критерію виникнення дивного атрактора при різних значеннях числа Прандтля наведено в таблиці № 5. Видно, що значення критерію турбулентних пульсацій зменшується зі збільшенням числа Прандтля, як і при осцилюючій нестійкості.

Як відомо, зі зменшенням числа Дарсі проникність потоку падає. З таблиці № 6 видно, що зменшення живого перерізу призводить до того, що при взаємодії твердих та рідких фаз турбулентні пульсації виникають раніше, ніж осцилююча нестійкість. Ця тенденція спостерігається до значень числа $Da = 1$. Далі ефект впливу пористості змінюється, та осцилююча нестійкість виникають раніше. При $Da > 0,1$ зменшення живого перерізу запобігає виникненню турбулентності та значення критичного числа Релея збільшуються.

Далі наводиться аналіз впливу параметрів реальних газів на критерій виникнення дивного атрактора (табл. № 7,8). Результати розрахунків показують, що ефект впливу чисел Ван дер Ваальса призводить до більш раннього виникнення осцилюючої нестійкості проти турбулентності.

Збільшення параметра Wa_a , який описує додатковий тиск, знижує стійкість потоку. Зростання Wa_b характеризує додатковий обсяг, що призводить до зменшення взаємодії турбулентних молей та течія стабілізується.

Табл. 3. Вплив числа Ван дер Ваальса Waa на критичне число Релея осцилюючої нестійкості ($Pr=3$, $Da=0.11$, $Wa_b=0$)

λ_{min}	0.764	0.749	0.732	0.721	0.713	0.704
Wa_a	0	0.1	0.3	0.5	0.7	1
Ra_{cr2}	7114	7668.	8582	9339	9986	10807

Табл. 4. Вплив числа Ван дер Ваальса Wab на критичне число Релея осцилюючої нестійкості ($Pr=3$, $Da=0.11$, $Wa_a=0.5$)

λ_{min}	0.721	0.722	0.725	0.73	0.737	0.764
Wa_b	0	0.1	0.3	0.5	0.7	1
Ra_{cr2}	9339	9246	9020	8717	8288	7114

Табл. 5. Вплив числа Прандтля на критерій виникнення турбулентних пульсацій Ra_{cr3} ($D=1$, $W=1$)

Pr	1.5	2	5	10
b_{cr3}	0.5	0.9	2.1	2.5
λ_{min}	2.64	1.85	0.95	0.82
r_{cr3}	29.5	32.9	24.2	23.5
Ra_{cr3}	210181	83682	18005	15627

Табл. 6. Вплив числа Дарсі на критерій виникнення турбулентних пульсацій Ra_{cr3} ($Pr=3$, $W=1$)

Da	∞	10	1	0.1	0.05
b_{cr3}	1.5	1.55	1.58	1.72	2.05
λ_{min}	1.29	1.25	1.23	1.15	0.97
r_{cr3}	30.7	32.0	32.1	32.6	43.6
Ra_{cr3}	34024	33892	33124	30080	33168

Табл. 7. Вплив числа Ван дер Ваальса W_{aa} на критерій виникнення турбулентних пульсацій Ra_{cr3} ($Pr=3$, $Da=0.11$, $W_{ab}=0$)

W_{aa}	0	0.1	0.3	0.5	0.7	1
b_{cr3}	1.71	2.1	2.15	2.2	2.21	2.21
λ_{min}	1.16	0.95	0.93	0.90	0.9	0.90
r_{cr3}	32.3	31.5	28.2	25.4	25.3	21.5
Ra_{cr3}	30071	28862	20558	18175	16614	15331

Табл. 8. Вплив числа Ван дер Ваальса W_{ab} на критерій виникнення турбулентних пульсацій Ra_{cr3} ($Pr=3$, $Da=0.11$, $W_{aa}=0.5$)

W_{ab}	0	0.1	0.3	0.5	0.7	1
b_{cr3}	2.2	2.22	2.22	2.22	2.24	2.24
λ_{min}	0.90	0.89	0.89	0.89	0.88	0.88
r_{cr3}	25.4	26.1	27.0	28.6	31.5	43.4
Ra_{cr3}	18175	18547	19187	20324	22237	30638

V. Висновки

Використовуючи чисельний метод, отримано залежність для критичного значення числа Релея осцилюючої нестійкості для газу Ван дер Ваальса. Результати досліджень показали, що стійкість потоку знижується зі зростанням значення Прандтля. Це зумовлено збільшенням в'язкості, що масштабує число Релея у знаменнику. Зі зменшенням проникності стійкість потоку знижується через взаємодію текучої та твердої фаз. При цьому розмір критичних вихорів зменшується через зменшення живого перерізу. Ефект числа W_{aa} гасить осцилюючі обурення, отже, зі зростанням значення параметра W_{aa} течія стабілізується. Збільшення параметра W_{ab} сприяє розвитку осцилюючих збурень, що призводить до дестабілізації течії.

Отримано критерій виникнення дивного атрактора Лоренца, який характеризує перехідний режим течії. Результати розрахунків показали, що значення критерію турбулентних пульсацій зменшується зі зростанням числа Прандтля, як і при осцилюючій нестійкості. Зменшення живого перерізу призводить до того, що при взаємодії твердої та текучої фаз турбулентні пульсації виникають раніше, ніж осцилююча нестійкість до значень числа $Da = 1$. Далі ефект впливу пористості змінюється. При $Da > 0,1$ зменшення проникності запобігає виникненню турбулентності. Зі зростанням параметра W_{aa} стійкість потоку знижується. Збільшення параметра W_{ab} призводить до зменшення взаємодії турбулентних молей і течія стабілізується.

ЛІТЕРАТУРА

1. Lorenz E.N. Deterministic nonperiodic flow. Journal of the Atmospheric Sciences 1963; 20(2): 130-141. DOI:10.1007/978-0-387-21830-4_2
2. Shen B.L., Wang M., Yan P. Stable and unstable regions of the Lorenz system. Scientific Reports 2018; 8: 14982. <https://doi.org/10.1038/s41598-018-33010-z>
3. Li M., Rao H., Tong Y. Revisiting a parity violating gravity model without ghost instability: Local Lorentz covariance. Physical Review 2021; 104: 084077. <https://doi.org/10.1103/PhysRevD.104.084077>
4. Dong H, Zhong B. The Calculation Process of the Limit Cycle for Lorenz System. Preprints 2021: 2021020419. doi: 10.20944/preprints202102.0419.v1
5. Khelifa Hani. Turbulence modeling a review for different used methods. International Journal of Heat and Technology 2021; 39(1); 227-234. <https://doi.org/10.18280/ijht.390125>.
6. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V. Renormalization group model of large-scale turbulence in porous media. Transport in Porous Media 2006; 63: 175-193. <https://doi.org/10.1007/s11242-005-4425-z>
7. Cantwell B.J. Introduction to Symmetry Analysis. Published in the USA, Cambridge University Press, New York. 2002. 603p. ISBN-13 978-0-511-57721-5
8. Avramenko A.A., Shevchuk I.V., Abdallah S., Blinov D.G., Harmand S. Symmetry analysis for film boiling of nanofluids on a vertical plate using a nonlinear approach. Journal of Molecular Liquids 2016; 223: 156-164. <https://doi.org/10.1016/j.molliq.2016.08.038>

9. *Avramenko A.A., Kuznetsov A.V., Nield D.A.* Instability of slip flow in a channel occupied by a hyperporous medium. *Journal of Porous Media* 2007; 10(5): 435-442. DOI: 10.1615/JPorMedia.v10.i5.20
10. *Nield D.A., Kuznetsov A.V., Avramenko A.A.* The Onset of Bioconvection in a Horizontal Porous-Medium Layer. *Transport in Porous Media* 2004; 54(3): 335-344. DOI: 10.1023/B:TIPM.0000003662.31212.5b
11. *Avramenko A.A., Kuznetsov A.V.* Flow in a curved porous channel with a rectangular cross section. *Journal of Porous Media* 2007; 11 (3): 241-246. DOI: 10.1615/JPorMedia.v11.i3.20
12. *Tyrinov A.I., Avramenko A.A., Basok B.I., Davydenko B.V.* Modeling of flows in a microchannel based on the Boltzmann lattice equation. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics* 2012; 85: 65-72. <https://doi.org/10.1007/s10891-012-0621-1>
13. *Motamedian M., Rahmati A.R.* Analytical Solution of Non-ideal Gaseous Slip Flow in Circular Sector Micro-channel. *Journal of Heat and Mass Transfer Research* 2020; 7:131- 141. DOI:10.22075/jhmtr.2020.19129.1259
14. *Ruelle D, Takens F.* On the nature of turbulence. *Communications in Mathematical Physics* 1971; 20; 167–192. <https://doi.org/10.1007/BF01646553>
15. *Feigenbaum M.J.* Quantitative Universality for a Class of Non-Linear Transformations. *Journal of Statistical Physics* 1978; 19: 25 – 52. <https://doi.org/10.1007/BF01020332>

NONLINEAR ANALYSIS OF CONVECTIVE INSTABILITY OF REAL GASES IN POROUS MEDIA

Avramenko A.A.¹, Kovetska Yu.Yu.², Kobzar A.S.³,
Kozlova V.V.⁴

*Institute of Engineering Thermophysics of the National
Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Kapnist str.,
Kyiv, 03680, Ukraine*

¹Corresponding Member of the NAS of Ukraine, <https://orcid.org/0000-0002-2416-3512>

²PhD, <https://orcid.org/0000-0002-4759-274X>

³postgraduate

⁴Junior Researcher

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.2>

The article is devoted to the study of the nonlinear instability of the Van der Waals gas in a gap with a porous medium of finite thickness heated from below. A fixed temperature difference is set between the upper cold surface and the lower hot one. The Lorenz approach was used to solve the problem. During a numerical solution, criteria for monotonic instability and oscillating instability were obtained. The results of calculations of the criterion for the appearance of a strange attractor in the phase space are presented, which can be interpreted as a criterion for the generation of undamped turbulent fluctuations. The nature of the dependences of the critical Rayleigh numbers on the physical properties of the gas, the porosity of the medium, and the parameters of the Van der Waals equation of state Waa and Wab is analyzed.

The phenomenon of instability (formation of vortices in liquids or gases) in the space between two horizontal boundaries, when the lower one is heated, is widespread in technical applications. Lorenz developed a non-linear approach to the study of this phenomenon. This approach makes it possible to determine the criteria for the emergence of vortices and their transformation. This article uses the Lorenz approach to obtain instability criteria for a real gas whose properties are described by the van der Waals equation of state. This gas is in a porous medium. This combination of gas and medium has a wide technological application in the food, chemical and other industries. That is why the present study focused on this problem.

References 15, tables 8.

Key words: Lorenz model, Van der Waals gas, strange attractor, criteria for the stability.

1. Lorenz E.N. Deterministic nonperiodic flow. *Journal of the Atmospheric Sciences* 1963; 20(2): 130-141. DOI:10.1007/978-0-387-21830-4_2

2. Shen B.L., Wang M., Yan P. Stable and unstable regions of the Lorenz system. *Scientific Reports* 2018; 8: 14982. <https://doi.org/10.1038/s41598-018-33010-z>

3. Li M., Rao H., Tong Y. Revisiting a parity violating gravity model without ghost instability: Local Lorentz covariance. *Physical Review* 2021; 104: 084077. <https://doi.org/10.1103/PhysRevD.104.084077>

4. Dong H, Zhong B. The Calculation Process of the Limit Cycle for Lorenz System. *Preprints* 2021: 2021020419. doi: 10.20944/preprints202102.0419.v1

5. Khelifa Hami. Turbulence modeling a review for different used methods. *International Journal of Heat and Technology* 2021; 39(1); 227-234. <https://doi.org/10.18280/ijht.390125>.

6. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V. Renormalization group model of large-scale turbulence in porous media. *Transport in Porous Media* 2006; 63: 175-193. <https://doi.org/10.1007/s11242-005-4425-z>

7. Cantwell B.J. Introduction to Symmetry Analysis. Published in the USA, Cambridge University Press, New York. 2002. 603p. ISBN-13 978-0-511-57721-5

8. Avramenko A.A., Shevchuk I.V., Abdallah S., Blinov D.G., Harmand S. Symmetry analysis for film boiling of nanofluids on a vertical plate using a nonlinear approach. *Journal of Molecular Liquids* 2016; 223: 156-164. <https://doi.org/10.1016/j.molliq.2016.08.038>

9. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V., Nield D.A. Instability of slip flow in a channel occupied by a hyperporous medium. *Journal of Porous Media* 2007; 10(5): 435-442. DOI: 10.1615/JPorMedia.v10.i5.20

10. Nield D.A., Kuznetsov A.V., Avramenko A.A. The Onset of Bioconvection in a Horizontal Porous-Medium Layer. *Transport in Porous Media* 2004; 54(3): 335-344. DOI: 10.1023/B:TIPM.0000003662.31212.5b

11. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V. Flow in a curved porous channel with a rectangular cross section. *Journal of Porous Media* 2007; 11 (3): 241-246. DOI: 10.1615/JPorMedia.v11.i3.20

12. Tyrinov A.I., Avramenko A.A., Basok B.I., Davydenko B.V. Modeling of flows in a microchannel based on the Boltzmann lattice equation. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics* 2012; 85: 65-72. <https://doi.org/10.1007/s10891-012-0621-1>

13. *Motamedian M., Rahmati A.R.* Analytical Solution of Non-ideal Gaseous Slip Flow in Circular Sector Micro-channel. *Journal of Heat and Mass Transfer Research* 2020; 7:131- 141. DOI:10.22075/jhmtr.2020.19129.1259

14. *Ruelle D, Takens F.* On the nature of turbulence. *Communications in Mathematical Physics* 1971; 20; 167–192. <https://doi.org/10.1007/BF01646553>

15. *Feigenbaum M.J.* Quantitative Universality for a Class of Non-Linear Transformations. *Journal of Statistical Physics* 1978; 19: 25 – 52. <https://doi.org/10.1007/BF01020332>

Отримано 16.01.2024

Received 16.01.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 628.336.3

ЧИСЕЛЬНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ТЕПЛОМАСОПЕРЕНОСУ ПІД ЧАС СУШІННЯ КОМПОЗИТНИХ ГРАНУЛ

Петрова Ж.О.¹, член-кореспондент НАН України, д.т.н., Давиденко Б.В.², д.т.н.,
Новікова Ю.П.³, докт. філос.

¹Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, Україна, 03057, професор, bergelzhanna@ukr.net, <http://orcid.org/0000-0001-7385-8495>

²Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, Україна, 03057, старший науковий співробітник, e-mail: bdavydenko@ukr.net, <http://orcid.org/0000-0001-8738-7612>

³Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, Україна, 03057, yuliiyanovikova3@gmail.com, <http://orcid.org/0000-0001-7385-8495>

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.3>

У статті експериментальні дослідження кінетики сушіння композитних гранул на основі застарілих мулових відкладень та торфу. Які показали, що при збільшенні температури теплоносія тривалість сушіння зменшується у 1,4 рази. Проведено чисельне моделювання тепломасоперееносу в процесі сушіння гранул. Виконане чисельне моделювання конвективного сушіння композитних гранул підтвердило, що дана модель у цілому задовільно описує характер зміни у часі температури в центрі гранули і її вологості в процесі конвекційного сушіння. У цілому ж можна відзначити, що розглянута модель може застосовуватися для наближеної попередньої оцінки часу сушіння гранули, що виготовлена на шнековому механічному пристрої у пропорції 50% мулу та 50% торфу.

The paper deals with experimental studies of the drying kinetics of composite pellets based on old silt and peat. They showed that with an increase in the temperature of the coolant, the drying time decreases by 1.4 times. Numerical modeling of heat and mass transfer in the process of drying pellets was carried out. Numerical simulations of convective drying of composite pellets have shown that this model generally satisfactorily describes the nature of the change in the temperature in the center of the pellet and its moisture content during convective drying. In general, it can be noted that the considered model can be used for an approximate preliminary assessment of the drying time of a pellet made on a screw mechanical device in the proportion of 50% silt and 50% peat.

Бібл. 8, рис. 9.

Ключові слова: торф, застарілі мулові відкладення, сушіння.

W – вологість, %;

τ – час, хв;

V – швидкість теплоносія, м/с;

h – висота шару, мм;

d – діаметр гранул, мм;

r_0 – зовнішній радіус гранули, мм;

r_s – радіальна координата поверхні випаровування рідини;

$\Delta\varphi$ – кут розкриття;

ε – пористість;

j – густина потоку, кг/(м²с) ;

Y_s – відносна вагова концентрація водяної біля поверхні випаровування.

Вступ

Постановка проблеми. Сьогодні у світі одним із основним питанням є поліпшення екології довкілля. При цьому в зв'язку продовольчою проблемою та війною, яка призвела до замінування та забруднення, потрібно максимально вивільняти земельні площі та проводити їх рекультивацію, які були під технічним використанням, для сільськогосподарських угідь.

В Україні існує проблема переповнених мулових майданчиків з «застарілими» муловими відкладами, які майже позбулися органічної складової. У Львові мулові майданчики займають площу 22 га, на якій накопичено понад 1,6 млн тонн осадів та сьогоднішній день переповнені [1]. Також Бортинська станція в Києві з муловими майданчиками площа яких становить 272 га і несуть велику небезпеку, тому що фактично

вони переповнені втричі — замість 3,5 передбачених, містять 10 млн тонн мулової маси [2, 3].

Переробка цих застарілих мулових відкладень є можливістю вирішення поставлених завдань [2].

Аналіз останніх досліджень і публікацій. До джерел альтернативного палива можна віднести торф, біомасу, шлаки та відходи промисловості, сільського господарства, комунально-побутових та інших підприємств [4].

В роботі [2] представлено технології переробки мулових відкладень, з яких видно, що більшість націлена на переробку активного мулу. А так як застарілі мулові відкладення майже втратили більшу частину органічної складової, одним із способів їх переробки є створення композитної сировини на їх основі та спалювання.

Тому актуальним є переробка застарілих мулових відкладень сушінням, для створення гранульованого палива.

Метою роботи є експериментальний та теоретичний аналіз кінетики сушіння композитних гранул на основі застарілих мулових відкладень та торфу.

Матеріали та методи досліджень

Для створення композиту використовували застарілі мулові відкладення очисних споруд (м. Фастів) та фрезерного торфу з родовища ДП «Чернігівторф» у співвідношенні 50% на 50%.

Для створення товарного виду палива для різних котлів було проведено гранулювання на шнековому механічному пристрої, який призначений для формування партій гранул.

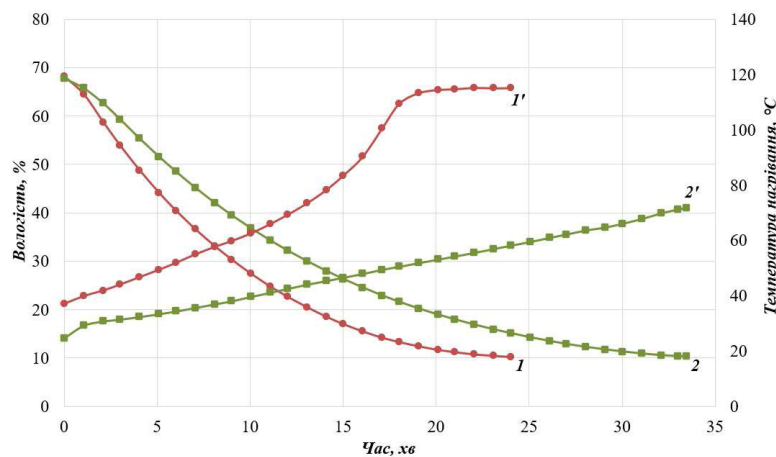


Рис. 1. Зміна вологості (1,2) і температури всередині гранул (1',2') мулоторф'яних гранул у пропорції 50% мулу/50% торфу від часу. Режимні параметри $V = 2$ м/с, $d = 6$ мм: 1,1' – 120°C ; 2,2' – 80°C

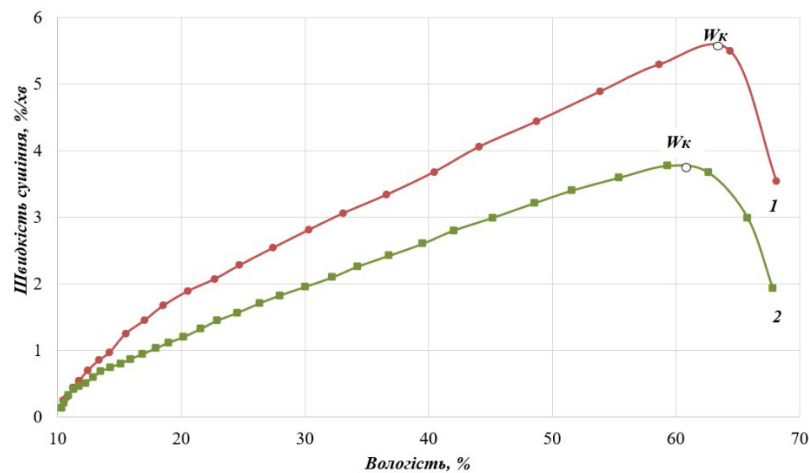


Рис. 2. Зміна швидкості сушіння мулоторф'яних гранул у пропорції 50% мулу/50% торфу. Режимні параметри $V = 2$ м/с, $d = 6$ мм: 1 – 120°C ; 2 – 80°C

Дослідження кінетики сушіння проводили на експериментальному конвективному стенді з автоматичним збором інформації [17]. Експеримент при заданому температурному режимі повторюють мінімум 3 рази, якщо данні експерименту співпадають то переходять на інший режим.

На рис. 3.19 представлені температурні криві та кінетика сушіння мулоторф'яних гранул на конвективному сушильному стенді при температурах 80°C та 120°C у пропорції 50% мулу/50% торфу.

Чисельне моделювання процесу тепломасопереносу в процесі сушіння композитних гранул. Для розробки розрахункової моделі сушіння циліндричних гранул з пористого матеріалу застосовується наближена теплофізична модель заглиблення зони випаровування. В основу цієї моделі покладено припущення, що випаровування вологи протікає не в усьому об'ємі пористої циліндричної частинки, а лише на деякій поверхні, яка в процесі сушіння рухається від поверхні циліндричного тіла до її центру. Вище цієї поверхні (суха зона) знаходиться пароповітряна суміш, а нижче цієї поверхні (волога зона) - вода.

Дана модель, що застосовувалася в роботі [6], достатньо задовільно описує процес сушіння гранул циліндричної форми малих розмірів. Результати розрахунків за цією моделлю задовільно узгоджується з результатами експериментів.

Модель передбачає, що фрагмент капілярно - пористого матеріалу циліндричної форми можна схематично представити у вигляді системи, що складається з твердого скелету (1), рідини (2) та пароповітряної суміші (3) (рис.3).

На рис.3 представлено розрахунковий елемент, що має вигляд сектору циліндричного тіла з кутом розкриття $\Delta\varphi$. Якщо матеріал має пористість ε , то сек-

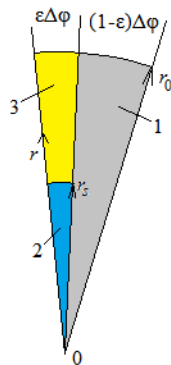


Рис. 3. Розрахунковий елемент циліндричного пористого матеріалу

тор з кутом розкриття $\varepsilon\Delta\varphi$ відноситься до елементів рідини (2) та пароповітряної суміші (3), а сектор з кутом $(1-\varepsilon)\Delta\varphi$ - до твердого скелета (1). Вважається, що кут $\Delta\varphi$ - достатньо малий і що наведений на рис.1 елемент періодично повторюється в напрямку кутової координати φ . Вважається також, що в кожному елементі $\Delta\varphi$ теплофізичні процеси протікають однаково. Тому дану задачу тепломасоперенесення в циліндричній гранулі можна розглядати, як одновимірну. Тобто, величини, що характеризують температурно - вологісний стан гранули вважаються залежними лише від поточного радіусу гранули r та часу τ (рис. 3).

Перенесення маси пари в області (3), що містить парогазову суміш, відбувається дифузійною та за рахунок фільтраційного руху суміші, що виникає внаслідок градієнта повного тиску газу в пористому середовищі. Але внаслідок малих розмірів гранул цим градієнтом тиску можна знехтувати і вважати, що тиск в газовій суміші такий самий, як і у зовнішньому повітрі. Тому фільтраційним рухом газу також можна знехтувати. Швидкість Стефана також вважається надто малою, щоб впливати на процес перенесення маси. Отже вважається, що перенесення пари в пористому середовищі відбувається тільки дифузійною. Дифузійний потік маси пари в пароповітряній суміші описується законом Фіка

$$j = -\rho_g \frac{D}{\zeta} \text{grad}(Y), \quad (1)$$

де $Y = \frac{\rho_v}{\rho_g} = \frac{\rho_v}{\rho_v + \rho_a}$, кг/кг - відносна масова концентрація водяної пари в повітрі; D , м²/с - коефіцієнт дифузії водяної пари в повітрі; ρ_v ; ρ_a , кг/м³ - парціальні густини водяної пари та сухого повітря відповідно; $\rho_g = \rho_v + \rho_a$, кг/м³ - густина поро-повітряної суміші; ζ - коефіцієнт опору дифузії парів води в пористому матеріалі.

Складене на основі закону Фіка (1) рівняння перенесення дифузійною маси водяної пари в пароповітряній суміші має в полярних координатах вигляд:

$$\rho_g \frac{\partial Y}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\rho_g \frac{D}{\zeta} r \frac{\partial Y}{\partial r} \right), \quad (2)$$

де r , м - радіальна координата; τ , с - час.

Рівняння (2) описує дифузійну водяної пари в області (3), де радіус r змінюється у межах $r_s \leq r \leq r_0$; r_s - радіальна координата поверхні випаровування рідини; r_0 - зовнішній радіус гранули. Граничними умовами для рівняння будуть:

$$\text{при } r = r_0: -\rho_g \frac{D}{\zeta} \frac{\partial Y}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = \beta(Y(r_0) - Y_T), \quad (3)$$

$$\text{при } r = r_s: Y = Y_s(T_s, W), \quad (4)$$

де β , кг/(м²с) - коефіцієнт масовіддачі; Y_T - відносна вагова концентрація водяної пари в теплоносії; $Y_s(W, T_s)$ - відносна вагова концентрація водяної пари на поверхні випаровування, яка залежить від температури поверхні випаровування T_s та вологості гранули W .

Якщо сума парціальних тисків водяної пари і сухого повітря - постійна і дорівнює тиску атмосферного повітря p_0 , величину Y_s можна визначити за виразом

$$Y_s = \frac{1}{1 + \left(\frac{p_0}{\phi \cdot p_{v,sat}(T_s)} - 1 \right) \frac{R_v}{R_a}} \quad (5)$$

де $p_{v,sat}(T_s)$, Па - парціальний тиск насиченої водяної пари при температурі T_s , К; R_v ; R_a , Дж/(кг•К) - газові сталі для водяної пари і сухого повітря відповідно; p_0 , Па - сумарний тиск пароповітряної суміші; ϕ - відносна вологість повітря біля поверхні випаровування. Значення $p_{v,sat}(T_s)$ може бути знайдена за виразом, наведеним в [7]

$$p_{v,sat}(T) = 611 \exp \left[\frac{17,08 \cdot (T - 273,15)}{T - 38,97} \right], \quad (6)$$

а відносна вологість повітря біля поверхні випаровування ϕ визначається з експериментально знайдених залежностей рівноважної вологості W_p від відносної вологості ϕ , тобто з ізотерм сорбції - десорбції для температури T_s . Якщо залежність $W_p(\phi)$ апроксимується виразом

$$W_p = a \cdot \left(\frac{\phi}{(1-\phi)} \right)^b, \quad (7)$$

то відповідно

$$\phi = \left[\left(\frac{a}{W_p} \right)^{\frac{1}{b}} + 1 \right]^{-1}. \quad (8)$$

Рівняння перенесення теплоти в області $0 < r < r_s$, в порах якої міститься крапельна волога, має вигляд:

$$\begin{aligned} & [\rho_w C_w \varepsilon + \rho_s C_s (1 - \varepsilon)] \frac{\partial T}{\partial \tau} = \\ & = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[(\lambda_w \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon)) r \frac{\partial T}{\partial r} \right]. \end{aligned} \quad (9)$$

де ρ , кг/м³ - густина; C , Дж/(кг•К) - теплоємність; λ , Вт/(м•К) - теплопровідність. Величини з індексом w - відносяться до води, а з індексом s - до твердої фази. Ці значення густини, теплоємності і теплопровідності для рідини і твердої фази вважаються постійними.

Рівняння перенесення теплоти в області $r_s < r < r_0$, в якій міститься пароповітряна суміш, має вигляд:

$$\begin{aligned} & [(\rho_v C_v + \rho_a C_a) \varepsilon + \rho_s C_s (1 - \varepsilon)] \frac{\partial T}{\partial \tau} = \\ & = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r (\lambda_g \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon)) \frac{\partial T}{\partial r} \right). \end{aligned} \quad (10)$$

В рівнянні (10) величини з індексом v відносяться до водяної пари, а індексом a - до сухого повітря. Перенесенням теплоти дифузійними потоками водяної пари та сухого повітря в даній наближеній моделі можна знехтувати без суттєвої втрати її точності. Величина теплопровідності пароповітряної суміші розраховується за виразом $\lambda_g = \lambda_v Y + \lambda_a (1 - Y)$.

Для рівняння (9) гранична умова при $r=0$ має вигляд

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0. \quad (11)$$

Для рівняння (10) гранична умова при $r = r_0$ має вигляд

$$\begin{aligned} & -(\lambda_g \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon)) \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_0} = \\ & = \alpha (T(r_0) - T_T). \end{aligned} \quad (12)$$

де α - коефіцієнт тепловіддачі на поверхні циліндричної гранули; T_T - температура теплоносія.

На поверхні випаровування ($r=r_s$) умова спряження для рівнянь (9) і (10) має вигляд:

$$\begin{aligned} & -[\lambda_w \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon)] \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_s-0} = \\ & = -[\lambda_g \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon)] \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_s+0} - \\ & - \Delta h \cdot \varepsilon \rho_g \frac{D}{\zeta} \frac{\partial Y}{\partial r} \Big|_{r=r_s+0}. \end{aligned} \quad (13)$$

де Δh - теплота випаровування води. Вираз (13) відображає баланс теплоти на поверхні розподілу рідкої та газової фаз, згідно з яким теплота, що надходить теплопровідністю з боку газової фази до поверхні

випаровування, частково витрачається на випаровування рідини, а частково переноситься теплопровідністю вглиб рідкої фази.

У випадку, коли в початковий момент часу пори повністю заповнені рідиною, а область з пароповітряною сумішшю ще не сформувалася і випаровування рідини відбувається з поверхні гранули, замість граничної умови у формі (12) застосовується умова

$$-[\lambda_w \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon)] \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=r_0} =$$

$$= \alpha(T(r_0) - T_T) + \varepsilon \cdot \Delta h \cdot \beta(Y(r_0) - Y_T),$$

яка враховує теплоту випаровування води з поверхні гранули.

Для розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі α та масовіддачі β з поверхні циліндричної гранули застосовуються рівняння подібності [8]:

$$Nu_t = 0,5 \cdot Re^{0,5} Pr_t^{0,38} (Pr_{t,T}/Pr_{t,\pi})^{0,38} \quad (15)$$

$$Nu_m = 0,5 \cdot Re^{0,5} Pr_m^{0,38} (Pr_{m,T}/Pr_{m,\pi})^{0,38} \quad (16)$$

що описують інтенсивність тепло -та масовіддачі з поверхонь циліндрів при їх зовнішньому обтіканні теплоносієм. В наведених рівняннях: $Nu_t = \frac{\alpha d}{\lambda_a}$; $Nu_m = \frac{\beta d}{\rho_\tau D_\tau}$; $Re = \frac{V d}{\nu_\tau}$; $Pr_t = \frac{\nu_\tau}{a_\tau}$; $Pr_m = \frac{\nu_\tau}{D}$; d - діаметр гранули; V - швидкість потоку теплоносія, що обтікає гранулу; ν_m - кінематичний коефіцієнт в'язкості теплоносія (нагрітого повітря); a_m - коефіцієнт температуропровідності теплоносія. Величини з індексом "т" визначаються за температурою теплоносія, а з індексом "п" - за температурою поверхні гранули.

Зміну у часі радіальної координати поверхні випаровування рідини r_s визначається з диференціального рівняння:

$$\rho_w F dr_s = F j d\tau$$

де F - поверхні, з якої відбувається випаровування. Після спрощень це рівняння матиме вигляд

$$\frac{dr_s}{d\tau} = \frac{j}{\rho_w} \quad (17)$$

Система диференціальних рівнянь (3), (9), (10) з граничними умовами (3), (4), (11)-(14) розв'язується методом скінчених рівниць. З цією метою в розрахунковій області $0 < r < r_0$ будується різницева сітка з кроком $dr = r_0/N$, де N - кількість елементів сітки. Вузли сітки, до яких відносяться дискретні значення температури, розташовуються на середині елементів. Номер кроку сітки, на кому закінчується область (3), що зайнята рідиною, позначається як i_w . Рівняння (3), (9), (11) в скінчених різницях мають вигляд:

$$i_w + 1 < i < N:$$

$$\rho^*_{g,i} \frac{Y_i - Y^*_i}{\Delta \tau} = \frac{1}{dr_i r_{i-1/2}} \left(\rho^*_{g,i+1/2} r_i \frac{dY_{i+1} - Y_i}{\zeta dr_{i+1/2}} - \rho^*_{g,i-1/2} r_{i-1} \frac{dY_i - Y_{i-1}}{\zeta dr_{i-1/2}} \right); \quad (18)$$

$$1 < i < i_w:$$

$$(C_w \rho_w \varepsilon + \rho_s C_s (1 - \varepsilon)) \frac{T_i - T^*_i}{\Delta \tau} = \frac{(\lambda_w \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon))}{r_{i-1/2} dr_i} \left(r_i \frac{T_{i+1} - T_i}{dr_{i+1/2}} - r_{i-1} \frac{T_i - T_{i-1}}{dr_{i-1/2}} \right); \quad (19)$$

$$i_w + 1 < i < N:$$

$$\begin{aligned} [(C_a \rho_{a,i} + C_v \rho_{v,i}) \varepsilon + \rho_s C_s (1 - \varepsilon)] \frac{T_i - T^*_i}{\Delta \tau} = \\ = \frac{1}{r_{i-1/2} dr_i} \times \\ \times \left(r_i \left(\lambda_{g,i+1/2} \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon) \right) \frac{T_{i+1} - T_i}{dr_{i+1/2}} - r_{i-1} \left(\lambda_{g,i-1/2} \varepsilon + \lambda_s (1 - \varepsilon) \right) \frac{T_i - T_{i-1}}{dr_{i-1/2}} \right) \end{aligned} \quad (20)$$

В рівняннях (18)-(20):

$$\rho_{g,i+1/2} = (\rho_{g,i+1/2} + \rho_{g,i})/2;$$

$$\rho_{g,i-1/2} = (\rho_{g,i-1/2} + \rho_{g,i})/2;$$

$$\lambda_{g,i+1/2} = \lambda_a (1 - Y^*_{i+1/2}) + \lambda_v Y^*_{i+1/2};$$

$$\lambda_{g,i-1/2} = \lambda_a (1 - Y^*_{i-1/2}) + \lambda_v Y^*_{i-1/2};$$

$$r_{i-1/2} = (r_i + r_{i-1})/2; dr_{i-1/2} = (dr_i + dr_{i-1})/2;$$

$$dr_{i+1/2} = (dr_i + dr_{i+1})/2;$$

$$\text{при } i=1: dr_{i-1/2} = dr_1/2;$$

$$\text{при } i=N: dr_{i+1/2} = dr_N/2;$$

$$\text{при } i = i_w; dr_{i+1/2} = dr_i/2$$

$$\text{при } i = i_w+1: dr_{i-1/2} = dr_i/2.$$

В рівнянні (19), що складено для елемента рідкої фракції з номером i_w , який знаходиться біля границі з областю, що містить газову фракцію, замість функції T_{i+1} використовується $T_{i_w+1/2}$. Дане значення температури відносяться до поверхні випаровування. В рівнянні (20), що складається для i_w+1 , замість T_{i-1} використовується та ж сама величина $T_{i_w+1/2}$. Це забезпечує нерозривність функції розподілу температури в гранулі.

Рівняння (18)-(20) складені для неявної часовою схемою, за якою невідомі величин відносяться до поточного моменту часу. Величин, що мають індекс *, відносяться до попереднього моменту часу і їх значення вважаються відомими. Граничні умови (3), (4), (11)-(13) також записуються у формі скінчених різниць:

$$-\rho_{g,N+1/2} \frac{D}{\zeta} \frac{Y_{N+1/2} - Y_N}{0,5dr_N} \Big|_{r=r_0} = \beta \left(Y_{N+1/2} - Y_T \right); \quad (21)$$

$$Y_{i_w+1/2} = Y_s(T_{i_w+1/2}, W); \quad (22)$$

$$\frac{T_1 - T_0}{0,5dr_1} = 0; \quad (23)$$

$$-\left(\lambda_{g,N+1/2} \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon) \right) \frac{T_{N+1/2} - T_N}{0,5dr_N} \Big|_{r=r_0} = \alpha(T_{N+1/2} - T_T); \quad (24)$$

В початковий момент часу, коли поверхня випаровування збігається з поверхнею гранули, ця умова матиме вигляд:

$$-\left(\lambda_{g,N+1/2} \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon) \right) \frac{T_{N+1/2} - T_N}{0,5dr_N} \Big|_{r=r_0} = \alpha(T_{N+1/2} - T_\infty) + \varepsilon \Delta h \beta (Y_{N+1/2} - Y_T) \quad (25)$$

Якщо поверхня випаровування знаходиться всередині гранули, умова спряження (13) в скінчених різницях матиме вигляд:

$$-\left[\lambda_w \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon) \right] \frac{T_{i_w+1/2} - T_{i_w}}{0,5dr_{i_w}} = -\left[\lambda_{g,i_w+1/2} \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon) \right] \frac{T_{i_w+1} - T_{i_w+1/2}}{0,5dr_{i_w+1}} - \Delta h \cdot \varepsilon \rho_{g,i_w+1/2} \frac{D}{\zeta} \frac{Y_{i_w+1} - Y_{i_w+1/2}}{0,5dr_{i_w+1}} \quad (26)$$

В граничних умовах (21), (24), (25) величини $T_{N+1/2}$ та $Y_{N+1/2}$ відносяться до поверхні гранули, а величини $T_{i_w+1/2}$ та $Y_{i_w+1/2}$ відносяться до поверхні випаровування, що в поточний час знаходиться між основними вузлами сітки з номерами i_w та i_w+1 . Величина $T_{i_w+1/2}$ визначається з умови (26) і має вигляд:

$$T_{i_w+1/2} = \frac{\frac{\lambda_w^-}{0,5dr_{i_w}}}{\frac{\lambda_g^+}{0,5dr_{i_w+1}} + \frac{\lambda_w^-}{0,5dr_{i_w}}} T_{i_w} + \frac{\frac{\lambda_g^+}{0,5dr_{i_w+1}}}{\frac{\lambda_g^+}{0,5dr_{i_w+1}} + \frac{\lambda_w^-}{0,5dr_{i_w}}} T_{i_w+1} + \frac{\Delta h \cdot \varepsilon \rho_{g,i_w+1/2} \frac{D}{\zeta} \frac{Y_{i_w+1} - Y_{i_w+1/2}}{0,5dr_{i_w+1}}}{\frac{\lambda_g^+}{0,5dr_{i_w+1}} + \frac{\lambda_w^-}{0,5dr_{i_w}}} \quad (27)$$

де $\lambda_w^- = \lambda_w \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon)$; $\lambda_g^+ = \lambda_{g,i_w+1/2} \varepsilon + \lambda_s(1 - \varepsilon)$.

За значенням $T_{i_w+1/2}$ розраховується також величина $Y_{i_w+1/2}$. Для цього застосовується вираз (5). Цей вираз містить величини $p_{v,sat}(T_s)$ та $\dots$. Величина $p_{v,sat}$ розраховується за виразом (6), в якому $T_s = T_{i_w+1/2}$. Для розрахунку величини використовується співвідношення (8), яке містить вологість гранули W . За визначенням, вологість розраховується як відношення маси рідкої фракції, що містить гранула, до маси твердого скелету гранули за відсутності вологи. За прийнятою моделлю,

$$W = \frac{\rho_w U_w}{\rho_s U_s} \quad (28)$$

де $U_w = \varepsilon \pi r_s^2 L$ - об'єм рідкої фракції; $U_s = (1 - \varepsilon) \pi r_0^2 L$ - об'єм твердої фракції; r_s - радіус поверхні випаровування; r_0 - початковий радіус гранули; L - довжина гранули. Радіус поверхні випаровування циліндричної гранули r_s^k в момент часу τ_k визначається з диференціального рівняння (17), яке розв'язується чисельним методом:

$$r_s^k = r_s^{k-1} + \frac{j_v \Delta \tau}{\rho_w}, \quad (29)$$

де r_s^{k-1} - радіус поверхні випаровування в попередній момент часу. Густина потоку пари j_v з поверхні випаровування визначається за виразом:

$$j_v = \rho_{g,i_w+1/2} \frac{D}{\zeta} \frac{Y_{i_w+1} - Y_{i_w+1/2}}{0,5 \Delta r_{i_w+1}}. \quad (30)$$

Номер i_w останнього елемента області, що містить рідку вологу, визначається з умови $r_{i_w} \leq r_s < r_{i_w+1}$. Тобто поверхня випаровування, що має радіус r_s , повинна перетинати елемент з номером i_w . Цей номер, як і радіус r_s , змінюється у часі.

Система різницевих рівнянь (18)-(20) з граничними умовами (21)-(25) та умовами спряження (26), (27) розв'язується методом прогонки. За результатами цього розв'язання визначається розподіл температури T_i та концентрації водяної пари Y_i вздовж радіуса гранули, а також залежність цих величин від часу.

Як приклад розглядається процес тепломасообміну при конвекційному сушінні гранули діаметром $d=6$ мм ($r_0=3$ мм), що виготовлена на шнековому механічному пристрої і містить 50% мулу та 50% торфу. Швидкість теплоносія (повітря) $V_m = 2$ м/с, температура $t_m = 120^\circ\text{C}$, відносна вологість $\phi_m = 0,956$ %. Відносна концентрація водяної пари в теплоносії за цих параметрів становить $Y_m = 0,01172$. Коефіцієнт тепловіддачі становить $\alpha = 21$ Вт/(м²К), а коефіцієнт масовіддачі - $\beta = 0,02086$ кг/(м²с). Приймається, що пористість матеріалу гранули складає $\varepsilon = 0,29$. Густина скелету гранули дорівнює $\rho_s = 600$ кг/м³, його теплоємність складає $C_s = 840$ Дж/(кг·К), а теплопровідність - $\lambda_s = 0,35$ Вт/(м·К). Теплофізичні властивості води в порах: $\lambda_w = 0,618$ Вт/(м·К); $C_w = 4174$ Дж/(кг·К); $\rho_w = 1000$ кг/м³. Теплофізичні властивості пароповітряної суміші в порах залежать як від температури, так і від концентрації водяної пари, які змінюються вздовж радіуса гранули і у часі. В початковий момент часу значення цих параметрів складають: $\lambda_g = 0,0267$ Вт/(м·К); $C_g = 1005$ Дж/(кг·К); $\rho_g = 1,165$ кг/м³. Теплота випаровування дорівнює $\Delta h = 2,4538$ 10⁶ Дж/кг. Початкова температура гранули складає $t_0 = 30^\circ\text{C}$. Початкова вологість гранули W розраховується за залежністю (28), для якої приймаються $r_s = r_0$, тобто вважається що всі пори гранули в початковий момент часу заповнені рідкою фазою. З цього випливає, що $W_0 = \frac{\rho_w \varepsilon}{\rho_s(1-\varepsilon)} = 0,68$.

Результати розрахунків температурно - вологісного стану гранули, що виготовлена на шнековому механічному пристрої і містить 50% мулу та 50% торфу, представлено на рисунках 4 – 8. На рис.8 наведено зміну у часі радіусу поверхні випаровування. Початковий радіус відповідає радіусу гранули і становить 3,0 мм. За 24 хвилини сушіння в даному режимі цей радіус зменшується до 0,9 мм.

Характер зміни у часі густини потоку пари з поверхні випаровування видно з рисунку 3.35. З рисунку видно, що за перші 2 хвилини густина потоку маси збільшується з $0,74 \cdot 10^{-3}$ кг/(м²с) до $1,7 \cdot 10^{-3}$ кг/(м²с). Далі густина потоку маси продовжує збільшуватися до $\tau = 11$ хв, але повільніше. Потім дана величина починає зменшуватися.

Результати розрахунків температурно - вологісного стану гранули, що виготовлена на шнековому механічному пристрої і містить 50% мулу та 50% торфу, представлено на рисунках 4 – 8. На рис.8 наведено зміну у часі радіусу поверхні випаровування. Почат-

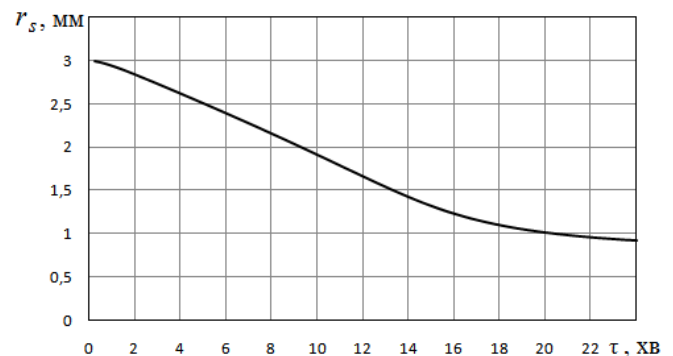


Рис. 4. Зміна у часі радіусу поверхні випаровування при сушінні гранули, що містить 50% мулу та 50% торфу при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2$ м/с, $d = 6$ мм

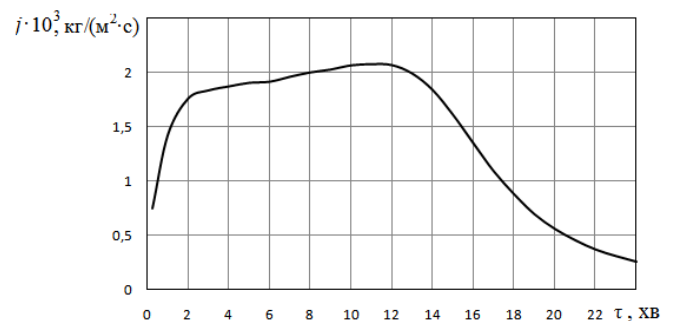


Рис. 5. Зміна у часі густини потоку маси пари при сушінні гранули що містить 50% мулу та 50% торфу при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2$ м/с, $d = 6$ мм

ковий радіус відповідає радіусу гранули і становить 3,0 мм. За 24 хвилини сушіння в даному режимі цей радіус зменшується до 0,9 мм.

Характер зміни у часі густини потоку пари з поверхні випаровування видно з рисунку 3.35. З рисунку видно, що за перші 2 хвилини густина потоку маси збільшується з $0,74 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2\text{с)}$ до $1,7 \cdot 10^{-3} \text{ кг/(м}^2\text{с)}$. Далі густина потоку маси продовжує збільшуватися до $\tau=11$ хв, але повільніше. Потім дана величина починає зменшуватися.

Зростання густини потоку маси викликано збільшенням температури поверхні випаровування на початковій стадії сушіння. Внаслідок цього збільшується відносна масова концентрація водяної пари біля цієї поверхні Y_s . Але далі, по мірі зменшення вологості гранули W , відносна вологість повітря біля поверхні випаровування починає зменшуватися навіть при зростанні температури поверхні випаровування. Тому зменшується також і Y_s (рисунок 6).

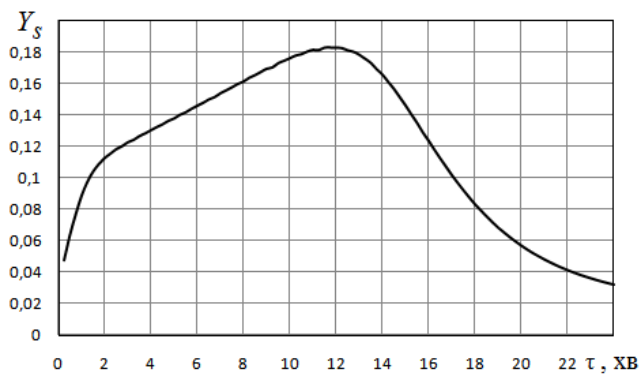


Рис. 6. Зміна у часі відносної вагової концентрації водяної біля поверхні випаровування при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2 \text{ м/с}$, $d = 6 \text{ мм}$

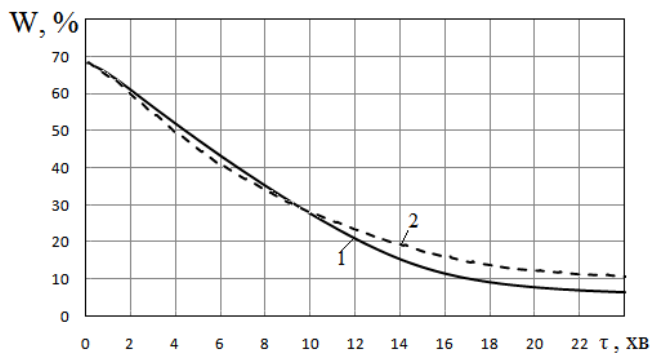


Рис. 7. Зміна у часі вологості гранули, що містить 50% мулу та 50% торфу при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2 \text{ м/с}$, $d = 6 \text{ мм}$

1 - теоретичні розрахунки; 2 - експеримент

Внаслідок видалення пароподібної вологи з поверхні випаровування, зменшується вологість гранули W . Ця величина розраховується за виразом (28). Зміна цієї величини у часі наведена на рисунку 7. На цьому рисунку представлено як залежність, що одержана за наведеною розрахунковою моделлю (крива 1), так і дані, одержані з експерименту (крива 2).

Ця експериментальна крива наведена також на рисунку 8 (крива 2). Як видно з зіставлення цих кривих, наближена розрахункова модель у цілому задовільно описує характер зміни у часі вологості гранули при її сушінні в умовах, що розглядаються. Найбільша розбіжність розрахункових і експериментальних даних спостерігається в кінці інтервалу сушіння. Експериментальна значення вологості складає $W_e = 10,67 \%$, а розрахункове $W_p = 6,37 \%$.

Зміну у часі температури у центрі гранули ($r=0$), що визначена за результатами розрахунків, наведено на рисунку 8 (крива 1). На цьому ж рисунку представ-

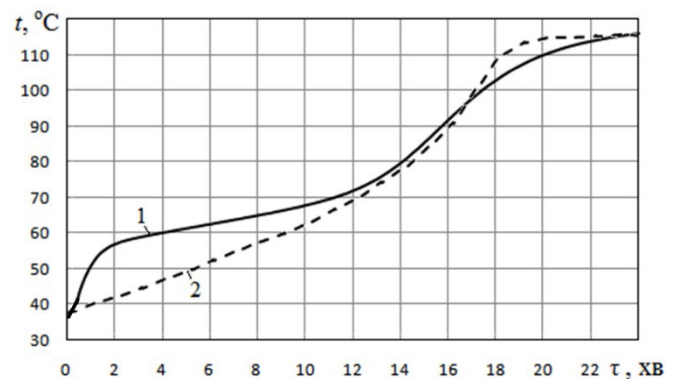


Рис. 8. Зміна у часі температури центру гранули, що містить 50% мулу та 50% торфу при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2 \text{ м/с}$, $d = 6 \text{ мм}$

1 - теоретичні розрахунки; 2 - експеримент.

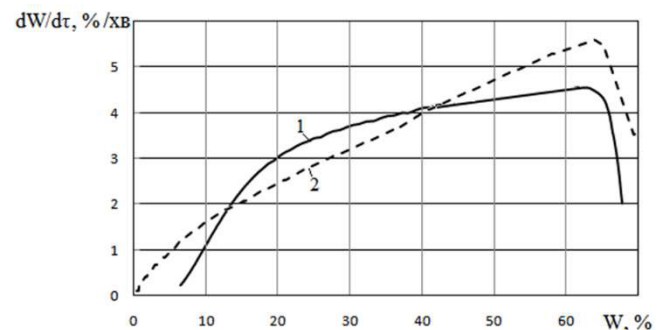


Рис. 9. Залежність швидкості сушіння від вологості для гранули, що містить 50% мулу та 50% торфу при $t_m = 120^\circ\text{C}$, $V_m = 2 \text{ м/с}$, $d = 6 \text{ мм}$

1 - теоретичні розрахунки; 2 - експеримент

лено дані експерименту (крива 2), що відповідають кривій 2' на рисунку 1. Як видно з зіставлення цих кривих, розрахункові значення температури на початковій стадії сушіння вищі (на 10...12 °C), ніж ті, що одержано з експерименту. В середній частині часового інтервалу ці дані майже збігаються. На завершальній стадії розрахункові температури дещо нижчі (на 4...5 °C), ніж експериментальні. В кінці процесу сушіння ці дані знову майже збігаються.

Залежність швидкості сушіння від вологості наведено на рисунку 9. Суцільна крива відповідає результатам розрахунків за наведеною моделлю, а крива 2- результатам експериментальних досліджень, що наведені також на рисунку. 2 (крива 1). За даними експериментів максимальна швидкість сушіння спостерігається при $W=63,9\%$ і становить $dW/dt=5,6\%/хв$. Розрахункові результати показують, що максимальна швидкість сушіння не перевищує $dW/dt=4,55\%/хв$ і відповідає близьким до експериментальним значенням вологості $W=61,0\%$.

З зіставлення результатів розрахунків за запропонованою моделлю заглиблення зони випаровування з результатами експериментальних досліджень випливає, що дана модель у цілому задовільно описує характер зміни у часі температури в центрі гранули і її вологості в процесі конвекційного сушіння. Але в кількісних показниках є певні розбіжності. Розрахункові значення температури в центрі гранул найбільш суттєво відрізняються на початковому та завершальному етапах процесу сушіння. В середній частині та наприкінці часового інтервалу сушіння ці значення практично збігаються (рисунк 6). Найбільші відхилення розрахункових значень вологості гранули від експериментальних відзначаються наприкінці інтервалу сушіння. Розрахункові значення вологості в кінці процесу сушіння виявляються меншими, ніж експериментальні. У цілому ж можна відзначити, що розглянута модель може застосовуватися для наближеної попередньої оцінки часу сушіння гранули, що виготовлена на шнековому механічному пристрої і містить 50% мулу та 50% торфу.

Висновки

Дослідження кінетики сушіння композитних гранул показало, що при температурі теплоносія 80 °C тривалість сушіння збільшується порівняно з 120 °C приблизно у 1,4 рази.

Виконане чисельне моделювання конвективного сушіння композитних гранул показало, що дана модель у цілому задовільно описує характер зміни у часі температури в центрі гранули і її вологості в процесі конвекційного сушіння.

ЛІТЕРАТУРА

1. Снежкін Ю.Ф., Корінчук Д.М., Михайлик В.А. Композиційні палива на основі торфу і рослинної біомаси. Сировина, властивості, режими, обладнання, технології. К.-2012. 212 с.
2. Снежкін Ю.Ф., Петрова Ж. А., Пазюк В. М., Новікова Ю.П. Стан технологій очищення стічних вод в Україні та світі. Теплофізика та Теплоенергетика, 2021, Т.43, №1. с. 5 – 12. <https://doi.org/https://doi.org/10.31472/tpe.1.2021.1>
3. Блог Ecosoft. Як працює Бортницька станція аерації. URL: <https://ecosoft.ua/ua/blog/bortnicheskaya-stantsiya-aeratsii/>
4. Петрова Ж.О., Пазюк В.М., Новікова Ю.П., Петров А.І. Дослідження з переробки торфу на композиційне паливо. Сталий розвиток: захист навколишнього середовища. Енергоощадність. Збалансоване природокористування: колективна монографія / за ред. проф. Мальованого М. С. – Київ : Яроченко Я. В., 2022, С. 93 – 103. DOI <https://doi.org/10.51500/7826-23-0>
5. Petrova, Z., Sniezhkin, Y., Paziuk, V., Novikova, Y., Petrov, A. Investigation of the Kinetics of the Drying Process of Composite Pellets on a Convective Drying Stand. Journal of Ecological Engineering, 2021, 22(6), 159-166.
6. Снежкін Ю.Ф., Корінчук Д.Н. Моделирование высокотемпературной сушки торфа и биомассы в технологиях производства биотоплив. Scientific Works, 2017, 81 (1). С. 125-130.
7. Van Belleghem M. Modelling coupled heat and moisture transfer between air and porous materials for building applications. Ghent University. Faculty of Engineering and Architecture, Ghent, Belgium, 2013. 232 p.
8. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С.. Теплопередача. Москва: Энергоиздат, 1981. 416с.

NUMERICAL MODELING OF THE HEAT AND MASS TRANSFER PROCESS DURING DRYING OF COMPOSITE PELLETS

Petrova Zh.O.¹, Corresponding member of the NAS of Ukraine, Dr. Sci. (Engin.), **Davydenko B.V.²**, Dr. Sci. (Engin.), Novikova **Yu.P.³**, PhD (Engin.)

¹*Institute of Engineering Thermophysics of NAS of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, professor; bergelzhanna@ukr.net, <http://orcid.org/0000-0001-7385-8495>*

²*Institute of Engineering Thermophysics of NAS of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, Senior Research Scientist, bdavydenko@ukr.net, <http://orcid.org/0000-0001-8738-7612>*

³*Institute of Engineering Thermophysics of NAS of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, yuliiyanovikova3@gmail.com, <http://orcid.org/0000-0001-7385-8495>*

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.3>

An urgent task at the current level of society's development is to preserve natural resources and the environment from pollution caused by human activity. It is necessary to preserve and increase the capacity of water and land recycling and reuse systems, develop waste-free and resource-saving technologies.

The accumulated sludge deposits from wastewater treatment plants in large cities are outdated, having lost most of their nutrients, become too mineralized and practically unsuitable for direct use as fertilizers.

The research is devoted to the development of a unified approach to the efficient processing of sludge sediments as fuel with the addition of flammable fillers such as milled peat and biomass.

The aim of the study was to conduct research on drying composite raw materials based on obsolete sludge deposits and theoretical analysis of the heat and mass transfer process.

The kinetics of the drying process of composite raw materials on an experimental convective drying bench with automatic data acquisition was studied. The studies show that at a coolant temperature of 80 °C, the drying time increases by about 1.4 times compared to 120 °C.

The numerical simulation of convective drying of composite pellets showed that this model generally satisfactorily describes the nature of the change in the

temperature in the center of the pellet and its moisture content over time during convective drying. In general, it can be noted that the considered model can be used for an approximate preliminary assessment of the drying time of a pellet made on a screw mechanical device in the proportion of 50% silt and 50% peat.

Key words: peat, aged silt deposits, drying.

References 8, figure 9.

1. *Snieszkin Yu.F., Korinchuk D.M., Mykhailyk V.A.* Kompozytsiini palyva na osnovi torfu i roslynnoi biomasy [Composite fuels based on peat and plant biomass]. Syrovyna, vlastyvoli, rezhymy, obladnannia, tekhnolohii, Kyiv, 2012, 212. (in Ukr.).

2. *Snieszkin, Yu., Petrova, Z. Paziuk, V. Novikova, Y.* State of wastewater treatment technologies in ukraine and the world. Thermophysics and Thermal Power Engineering 2021, 43, 5-12. <https://doi.org/https://doi.org/10.31472/tpe.1.2021.1> (in Ukr.)

3. *Ecosoft blog.* Yak pratsiuie Bortnytska stantsiia aeratsii [How the Bortnitsa aeration station works]. URL: <https://ecosoft.ua/ua/blog/bortnicheskaya-stantsiya-aeratsii/> (in Ukr.)

4. *Petrova Zh.O., Paziuk V.M., Novikova Yu.P., Petrov A.I.* Doslidzhennia z pererobky torfu na kompozytsiine palyvo [Research on the processing of peat into composite fuel]. Sustainable Development: Environmental Protection. Energy Saving. Sustainable Environmental Management: Collective monograph, 2022, 93 – 103. DOI <https://doi.org/10.51500/7826-23-0> (in Ukr.)

5. *Petrova, Z., Snieszkin, Y., Paziuk, V., Novikova, Y., Petrov, A.* Investigation of the Kinetics of the Drying Process of Composite Pellets on a Convective Drying Stand. Journal of Ecological Engineering, 2021, 22(6), 159-166.

6. *Snieszkin Yu.F., Korinchuk D.N.* Modelirovanie vyisokotemperaturnoy sushki torfa i biomassyi v tehnologiyah proizvodstva biotopliv [Modeling of high-temperature drying of peat and biomass in biofuel production technologies]. Scientific Works, 2017, 81 (1), 125-130.

7. *Van Belleghem M.* Modelling coupled heat and moisture transfer between air and porous materials for building applications. Ghent University. Faculty of Engineering and Architecture, Ghent, Belgium, 2013. 232 p. (in Rus).

8. *Isachenko V.P., Osipova V.A., Sukomel, A.S.* Teploperedacha [Heat Transfer]. Moskva: Energoizdat [Moscow: Energoizdat], 1981. 416 p. (in Rus).

Отримано 27.06.2024

Received 27.06.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 628.164

ДИСКРЕТНО-ІМПУЛЬСНЕ ВВЕДЕННЯ ЕНЕРГІЇ – ЕФЕКТИВНИЙ МЕТОД ВИДАЛЕННЯ ГІДРОКАРБОНАТУ КАЛЬЦІЮ ТА ЗМЕНШЕННЯ ЖОРСТКОСТІ ВОДИ

Ободович О.М.¹, докт.тех.наук, професор, Целень Б.Я.², канд. техн. наук,
Переяславцева О.О.³, канд. техн. наук, Степанова Л.Є.⁴, канд. техн. наук

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст 2а, Київ, 03680, Україна

¹завідувач відділу, e-mail: tdsittf@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7213-3118>

²пров.н.с, ст.н.с., e-mail: b0d@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5213-0219>

³пров.н.с, ст.н.с., e-mail: alena_p11@ukr.net, <https://orcid.org/0009-0001-2646-8600>

⁴стар.н.с, e-mail: super-olesya2807@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7179-7251>

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.4>

Наведено результати експериментальних досліджень впливу принципу дискретно-імпульсного введення енергії на процес вилучення з води гідрокарбонату кальцію для зниження її жорсткості. Розроблено роторно-пульсаційний апарат спеціальної конструкції і технологічні режими обробки води для нього. Наведено результати досліджень впливу концентрації аміаку, гідроксиду амонію і режимних параметрів обробки на рН, концентрацію іонів кальцію і жорсткість води. Визначено, що обробка води за принципом ДІВЕ в роторно-пульсаційному апараті може знайти застосування при реалізації низки хімічних методів пом'якшення води для зменшення витрати реагентів та підвищення ступеня її очищення.

The results of experimental research on the influence of the principle of discrete-pulse energy input on the process of extracting calcium bicarbonate from water to reduce its hardness are given. A rotor-pulsation apparatus of a special design and technological modes of water treatment for it have been developed. The results of studies of the influence of the concentration of ammonia, ammonium hydroxide and processing regime parameters on pH, the concentration of calcium ions and water hardness are presented. It was determined that water treatment according to the principle of DPEI in a rotary-pulsation apparatus can be used in the implementation of a number of chemical methods of water softening to reduce the consumption of reagents and increase the degree of its purification.

Бібл. 11, табл. 3, рис. 4.

Ключові слова: загальна жорсткість, карбонат кальцію, гідроксид амонію, водневий показник, швидкість зсуву.

Зниження жорсткості води є актуальною проблемою як для теплових станцій, муніципальних систем водопостачання, так і для промислових підприємств. Проблема жорсткості води особливо відчутна при використанні для господарсько-питного водопостачання підземних та ґрунтових вод з високим показником жорсткості, через наявність в них мінеральних домішок, зокрема гідрокарбонатів кальцію і магнію. При нагріванні такої води іони кальцію і магнію утворюють малорозчинні сполуки. Ці сполуки відкладаються на поверхнях теплообмінних апаратів, теплоенергетичних установок, трубопроводів, що призводить до зниження ефективності їх роботи, перевитрати палива, частих зупинок для очищення тощо. Дослідження в даному напрямку проводились багатьма науковцями і дозволили вирішити проблему вилучення з води солей жорсткості, проте досі актуальною є проблема пошуку оптимальних способів її реалізації, спрямованих на зниження

енергетичних витрат та інтенсифікацію перебігу процесу пом'якшення води. Зокрема, очищення котлової води здійснюється для мінімізації корозії, відкладень, накипу в контурах водяної пари [1]. Враховуючи вищевикладене, можна зробити висновок, що видалення гідрокарбонату кальцію та зменшення жорсткості води залишається нагальною потребою не лише в галузі теплоенергетики, а також для підготовки підземних вод для споживання населенням і технологічних потреб.

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Для зниження жорсткості води використовують методи термічної, реагентної, мембранної, електрохімічної і магнітної обробки, іонний обмін, а також їх поєднання.

Зокрема, в роботі [2] проаналізовано класичні методи пом'якшення води (хімічний, інгібітори осадження, електрохімічна обробка, іонообмін і мембранне розділення). Основним недоліком цих методів є зміна

складу води або утворення відходів, тому ці процеси продовжують удосконалюватись за допомогою нових матеріалів і використання більш екологічних та менш забруднюючих речовин.

Як альтернатива, наводяться магнітні та електромагнітні методи, перевагою яких є неінвазивність, відносна дешевизна і відсутність потреби додавання хімічних речовин у воду [3]. Однак їх ефективність чітко не продемонстрована, так як залежить від температури, тиску, вмісту розчиненого діоксиду вуглецю, рН, інтенсивності поля, потоку води тощо. Крім цього, отриманий ефект є тимчасовим, про що згадується в роботі [4].

Розглянуто можливість заміни процесу іонного обміну на зворотний осмос з метою зниження кількості стічних вод, однак таких підхід призведе до підвищення вартості обробки, оскільки пропонується залишити енерговитратні стадії попередньої обробки – декарбонізацію та фільтрацію [5]. У дослідженні [6] при обробці живильної води для водотрубного парового котла з тиском 20 бар, для інтенсифікації процесу зниження вмісту солей жорсткості у воді застосовували ізольовані ультразвукові коливання. Однак застосування ультразвукових технологій може бути економічно оправданим лише при невисокій продуктивності обладнання.

Перелічені методи хоч і набули широкого поширення, але мають ряд недоліків, пов'язаних з великою витратою реагентів, необхідністю попередньої підготовки води, обробкою стічних вод і складністю з їх скиданням. Це призводить до пошуку нових технологічних рішень для інтенсифікації процесу зниження жорсткості води. Наразі розвиваються комбіновані технології водопідготовки, що поєднують як вже існуючі процеси так і нові технологічні розробки, зокрема [7].

Одним з енергоефективних методів впливу на рідкі гетерогенні середовища є принцип дискретно-імпульсного введення енергії (ДІВЕ). Цей метод дозволяє інтенсифікувати технологічні процеси в теплоенергетиці, комунальному господарстві, харчовій, хімічній та інших галузях промисловості.

Реалізація принципу ДІВЕ передбачає створення великої кількості рівномірно розподілених у дисперсному середовищі робочих органів або робочих елементів, які трансформують стаціонарну теплову, механічну або інші види енергії в енергетично потужні імпульси, дискретні в часі та просторі. Ефекти, що їх супроводжують, зазвичай недосяжні при використанні традиційних методів при обробці дисперсних середовищ навіть при значно вищому рівні питомих енерговитрат [8].

Цей метод використовувався в технологіях підготовки питної та технологічної води а також очищення стоків [9–11], але не для видалення гідрокарбонату кальцію. Застосування принципу ДІВЕ для зниження жорсткості води повинно створити умови для інтенсифікації процесу вилучення гідрокарбонату кальцію при нижчих енергозатратах на перебіг і отриманню стійкого в часі ефекту після обробки. Це дозволить знизити вартість водопідготовки і підвищити продуктивність процесу пом'якшення води.

Мета і задачі дослідження

Метою дослідження є підвищення ефективності видалення гідрокарбонату кальцію і зменшення жорсткості води за рахунок застосування принципу ДІВЕ. Це дасть можливість вдосконалити технологію очищення води для теплових станцій, муніципальних систем водопостачання і для промислових підприємств.

Для досягнення поставленої мети були поставлені наступні задачі:

- визначити вплив швидкості зсуву потоку та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на рН води і концентрацію іонів кальцію;
- визначити вплив концентрації аміаку та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на величину рН водного розчину при постійній швидкості зсуву в потоці;
- визначити вплив концентрації гідроксиду амонію та швидкості зсуву в потоці рідини на концентрацію іонів кальцію у воді;
- визначити вплив концентрації гідроксиду амонію у воді та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на загальну жорсткість води;
- визначити вплив концентрації гідроксиду амонію та швидкості зсуву в потоці рідини на загальну жорсткість води.

Об'єкт дослідження

Об'єктом досліджень була вода з артезіанської свердловини, що піддавалась обробленню на роторно-пульсаційному апараті з принципом ДІВЕ в аераційно-окислювальна установка роторного типу.

Вода, що використовувалась, мала наступні фізико-хімічні показники: рН – 7,2, концентрація іонів кальцію – 77,1 мг/дм³, загальна жорсткість 6,7 °Ж.

Для визначення хімічного складу води застосовували методику ДСанПіН 2.2.4-171-10 «Гігієнічні вимоги до води питної, призначеної для споживання людиною». Вимірювання рН водних розчинів проводили рН – ме-

тром «Експерт-рН», визначення загальної жорсткості здійснювали методом трилонометричного титрування згідно ДСТУ 7525:2014 «Вода питна. Вимоги та методи контролювання якості», концентрацію іонів кальцію визначали методом трилонометричного титрування згідно вимог ДСТУ ISO 6058-2003 «Якість води. Визначання кальцію. Титриметричний метод із застосуванням етилендіамінтетраоцтової кислоти».

Експериментальна установка

Очищення води від гідрокарбонату кальцію проводили на аераційній окислювальній установці роторного типу (рис. 1).

Установка складається з наступних блоків: реактора, роторно-пульсаційного апарата, контуру рециркуляції, теплообмінного контуру, блоку управління і контролю, вимірювальної апаратури, фільтраційної колони.

Реактор є резервуаром з корисним об'ємом 60 л і призначений для проведення процесу обробки рідини. Для уникнення нагрівання рідини внаслідок дисипації енергії при циркуляції води крізь роторно-пульсаційний апарат, корпус реактора обладнано теплообмінним контуром за допомогою якого підтримували задану температуру рідини. У верхню частину реактора вмонтований патрубок для приєднання рециркуляційного трубопроводу. У кришці реактора передбачені технологічні па-

трубки для введення в робочий об'єм рідини. У донній частині реактора передбачена заслінка для зміни величини об'ємної витрати.

Блок управління і контролю призначений для управління, контролю і регулювання роботи електрообладнання. Блок складається з магнітного пускача, перетворювача частоти, амперметра, лічильника електроенергії.

Фільтраційна колона є скляною трубою, що заповнюється фільтруючим матеріалом (кульками пінополістиролу, активованим вугіллям, кварцовим піском тощо) і призначена для окиснення і видалення осаду.

Дослідно-промислова установка працює наступним чином. У реактор (1) через патрубок подається вода. Потім вмикають роторно-пульсаційний апарат (2), триходовий кран (3) знаходиться в положенні, при якому рідина циркулює через трубопровід рециркуляції (4) по контуру «реактор – роторно-пульсаційний апарат – реактор». Під час рециркуляції відкривають двоходовий кран, через який за рахунок розрідження, створеного у всмоктуючому трубопроводі, надходить повітря з атмосфери. Таким чином, рідина насичується повітрям. Отримана суміш направляється в робочу камеру роторно-пульсаційного апарата де піддається обробці за принципом ДІВЕ. Після роторно-пульсаційного апарата



Рис. 1. Аераційно-окиснювальна установка роторного типу: 1 – реактор; 2 – роторно-пульсаційний апарат; 3 – триходовий кран; 4 – контур рециркуляції; 5 – фільтраційна колона; 6 – розпилювальна голівка; 7 – блок управління і контролю

суміш диспергованих в рідині бульбашок повітря (газова емульсія) надходить в трубопровід і поступає в нижню частину фільтраційної колони (5). Проходячи крізь фільтруючий шар, рідина виходить з колони і подається до збірника готової продукції. У разі недостатнього очищення рідина може рециркулювати по замкненому контуру «реактор – роторно-пульсаційний апарат – фільтраційна колона – реактор» потрібну кількість разів, після чого надходить до збірника готової продукції. При рециркуляції рідина надходить назад в реактор, проходячи через розпилювальну головку (6). Параметри процесу встановлюються через блок управління і контролю (7).

Вплив швидкості зсуву потоку та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на рН води і концентрацію іонів кальцію

Очищення води проводили при температурі 20°C, швидкості зсуву потоку $(20-40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 1–20 циклів обробки.

Швидкість зсуву потоку визначали за формулою:

$$\gamma = \frac{\omega \cdot R}{\delta}$$

де ω – кутова швидкість обертання ротора, c^{-1}

R – радіус від центра валу електродвигуна до внутрішньої поверхні ротора, м

δ – зазор між статором та ротором, м.

Під одним циклом обробки вважали час, за котрий весь об'єм води, що обробляється, пройде крізь роторно-пульсаційний апарат.

При проведенні досліджень контролювали у воді зміну концентрації іонів кальцію та рН. На рис.2 наведено залежність рН води від кількості циклів обробки та швидкості зсуву, що діє на потік рідини.

Найбільш суттєве підвищення рН спостерігалось при обробці води зі швидкістю зсуву в потоці $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 11–12 циклів обробки. При подальшій обробці води рН практично не змінювався.

В табл. 1 наведено зміну концентрації іонів кальцію (з початковою концентрацією 77,1 мг/л) від кількості циклів обробки і швидкості зсуву, що діє на потік рідини.

Отримані результати показують, що обробка води в роторно-пульсаційному апараті дозволяє знизити вміст іонів кальцію на 28–30 %.

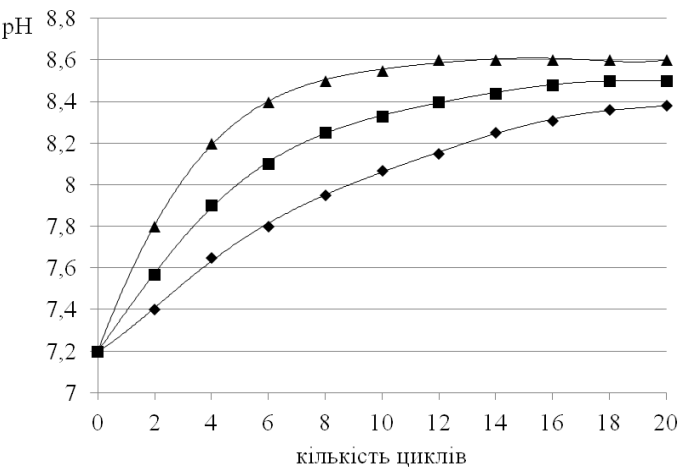


Рис. 2. Залежність зміни рН води від кількості циклів обробки і швидкості зсуву потоку: ♦ – 20; ■ – 30; ▲ – 40 (10^3 c^{-1})

Таблиця 1. Зміна концентрації іонів кальцію (мг/л) від кількості циклів обробки і швидкості зсуву потоку

Кількість циклів обробки	Концентрація іонів кальцію, мг/л		
	$\gamma=20 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=30 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$
5	74,0	72,2	67,4
10	70,1	67,2	58,5
15	66,3	62,6	57,1
20	57,9	57,3	57,0

Вплив концентрації аміаку та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на величину рН водного розчину при постійній швидкості зсуву в потоці

Було проведено дослідження по підлучуванню вихідної води водним розчином аміаку в кількості 0,005 – 0,015 мас% з подальшою обробкою суміші в роторно-пульсаційному апараті зі швидкістю зсуву потоку $(20 - 40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 10 – 20 циклів обробки. Отримані результати наведені на рис. 3.

Зі збільшенням концентрації аміаку у воді від 0,05 до 0,15 мас% значення рН збільшується до максимального протягом перших 10 – 12 циклів обробки для всіх значень концентрації аміаку.

Вплив концентрації гідроксиду амонію та швидкості зсуву в потоці рідини на концентрацію іонів кальцію у воді

В табл. 2 наведено експериментальні дані зміни кількості іонів кальцію (мг/л) від концентрації у воді гідроксиду амонію та швидкості зсуву, що діє на потік рідини при обробці в роторно-пульсаційному апараті.

Зі збільшенням вмісту гідроксиду амонію в розчині від 0 до 0,15 мг/л без обробки концентрація іонів кальцію знижується на 64 %. Зі збільшенням швидкості зсуву потоку $(20, 30, 40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ концентрація іонів кальцію зменшується на 98,5; 98,7; 99,3 % відповідно.

Вплив концентрації гідроксиду амонію у воді та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті на загальну жорсткість води

На рис. 4 наведено залежність зміни загальної жорсткості води від вмісту гідроксиду амонію та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті при постійній швидкості зсуву. Вихідна жорсткість води становила 6,7 °Ж.

На рис. 4 наведено залежність зміни загальної жорсткості води від вмісту гідроксиду амонію та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті при постійній швидкості зсуву. Початкова жорсткість води 13,4 ммоль/л. Наші результати свідчать, що зниження жорсткості води до значення менше 0,2 ммоль/л спостерігається при концентрації гідроксиду амонію 0,1–0,15% мас.% після 9–10 циклів обробки.

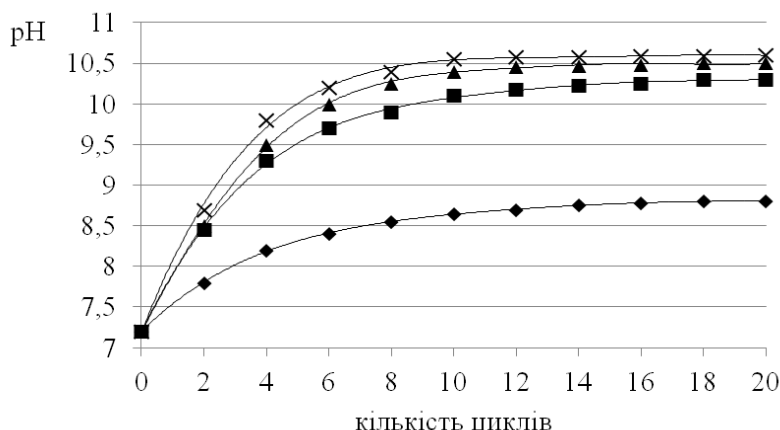


Рис. 3. Залежність зміни рН водного розчину від концентрації аміаку

♦ – 0,00; ■ – 0,05; ▲ – 0,1; × – 0,15 (мас %) та кількості циклів обробки за швидкості зсуву потоку – $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$

Таблиця 2. Залежність зміни кількості іонів кальцію (мг/л) від концентрації у воді гідроксиду амонію та швидкості зсуву, що діє на потік рідини при обробці в роторно-пульсаційному апараті

Вміст гідроксиду амонію в розчині, мас%	Концентрація іонів кальцію, мг/л			
	0	$\gamma=20 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=30 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$
0	77,1	70,1	67,2	58,4
0,05	56,5	14,6	11,9	9,08
0,1	50,3	1,17	0,94	0,72
0,15	27,6	1,14	0,92	0,70

Вміст гідроксиду амонію в кількості 0,5 мас.% дає змогу знизити жорсткість води до 0,8 ммоль/л після 10–12 циклів обробки. Без додавання гідроксиду амонію жорсткість води знижується до 7,6 ммоль/л після 10–11 циклів обробки.

Вплив концентрації гідроксиду амонію та швидкості зсуву в потоці рідини на загальну жорсткість води

В табл. 3 наведені результати вимірювання загальної жорсткості води залежно від вмісту в ній гідроксиду амонію та швидкості зсуву в потоці рідини після обробки в роторно-пульсаційному апараті.

Згідно даних таблиці 3 для досягнення показника загальної жорсткості води менше 0,2 ммоль/л спостерігається при концентрації гідроксиду амонію в розчині становить вище 0,1 мас% і швидкості зсуву в потоці рідини, вище $30 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$.

Обговорення результатів дослідження впливу концентрації аміаку, гідроксиду амонію і режимних параметрів обробки на рН, концентрацію іонів кальцію і жорсткість води

Зміна рН води зумовлена тим, що при проходженні води крізь робочі органи роторно-пульсаційного апарата (рис. 1) відбувається видалення абсорбованого діоксиду вуглецю, розрив водневих зв'язків окремих молекул води та утворення водяної пари. Відомо, що карбонати, гідрокарбонати та вільний діоксид вуглецю є формами існування вугільної кислоти, їх кількісні співвідношення визначаються величиною рН розчину незалежно від концентрації гідрокарбонатів. Починаючи зі значень рН вище 8,0 відбувається утворення карбонат-іонів, що забезпечує можливість формування твердої фази карбонату кальцію. Найбільш ефективно зниження іонів кальцію відбувалось при обробці води зі швидкістю зсуву потоку $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 15 циклів обробки. Початкова концентрація становила 77,1 мг/л, а після обробки – 57,1 мг/л (табл. 1).

Максимальне підвищення рН від початкового 7,2 до кінцевого 8,6 спостерігалось при обробці води зі швидкістю зсуву в потоці рідини $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 11–12 циклів обробки. При подальшій обробці води досліджувані показники практично не змінювались, що пов'язано з максимально можливою декарбонізацією

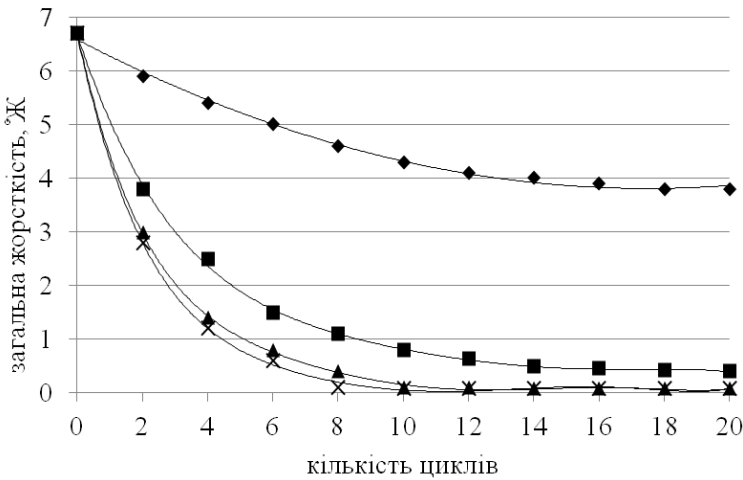


Рис. 4. Залежність зміни загальної жорсткості води від вмісту гідроксиду амонію в розчині (♦ – 0,00; ■ – 0,05; ▲ – 0,1; × – 0,15 (% мас)) та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті (швидкість зсуву потоку $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$)

Табл. 3. Залежність зменшення загальної жорсткості води (ммоль/л) від вмісту в ній гідроксиду амонію та швидкості зсуву потоку (γ) після обробки в ротаційно-пульсаційному апараті

Вміст гідроксиду амонію в розчині, мас%	Загальна жорсткість води, ммоль/л			
	0	$\gamma=20 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=30 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$	$\gamma=40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$
0	13,4	11,0	9,4	7,6
0,05	6,0	3,8	1,6	0,8
0,1	4,6	1,6	0,2	0,16
0,15	4,4	0,28	0,18	0,14

води при даних режимах ведення процесу. Таким чином, обробка води в роторно-пульсаційному апараті дозволяє знизити вміст іонів кальцію на 28–30%, проте цього недостатньо для використання такої води в теплоенергетиці.

В рамках даного дослідження проведено обробку попередньо піддуженої води водним розчином аміаку в кількості 0,005 – 0,015 мас% в роторно-пульсаційному апараті зі швидкістю зсуву потоку $(20–40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ протягом 10 – 20 циклів обробки. Встановлено, що зі збільшенням концентрації аміаку у воді від 0,05 до 0,15 мас% значення рН збільшується максимум до 10,6 і це збільшення відбувається протягом перших 10–12 циклів обробки для будь-яких концентрацій. Тому при подальших дослідженнях обробку водного розчину аміаку доцільно проводити в роторно-пульсаційному апараті протягом 10 циклів.

Також проводили дослідження впливу параметрів обробки на зміну концентрації іонів кальцію у воді (таблиця 1). Зниження концентрації іонів кальцію у воді пояснюється тим, що певна кількість кальцію переходить в нерозчинну форму.

Отримані результати обробки попередньо піддуженої води водним розчином аміаку, що наведені на рис. 3 порівнюючи їх з рис. 2 показують приблизно однакову закономірність зміни рН від кількості циклів обробки при вищих значення рН води.

Зі збільшенням вмісту гідроксиду амонію в оброблюваній воді від 0 до 0,15 мг/л без обробки в роторно-пульсаційному апараті концентрація іонів кальцію знижується на 64 % (таблиця 2), проте при швидкостях зсуву в потоці $(20, 30, 40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ концентрація іонів кальцію знижується на 98,5; 98,7; 99,3 % відповідно.

Досліджено зміну загальної жорсткості води (ммоль/л) в залежності від концентрації в розчині гідроксиду амонію і кількості циклів обробки при постійній швидкості зсуву потоку в роторно-пульсаційному апараті $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ (рис. 4). Визначено, що зниження жорсткості води до значення менше 0,2 ммоль/л спостерігається при вмісті гідроксиду амонію концентрацією 0,1–0,15 % мас. після 9 – 10 циклів обробки. Вміст гідроксиду амонію концентрацією 0,05 % мас дозволяє знизити жорсткість води до 0,8 ммоль/л після 10–12 циклів обробки. Без додавання гідроксиду амонію жорсткість води після 10–11 циклів обробки знижується до 7,6 ммоль/л.

Встановлено, що незалежно від концентрації гідроксиду амонію в розчині жорсткість води макси-

мально знижується на 10 циклі обробки, тому подальша обробка в роторно-пульсаційному апараті є недоцільною так як призводить лише до неефективних енерговитрат.

Дані таблиці 3 підтверджують результати, наведені на рис. 4, в тому, що оптимальний вміст гідроксиду амонію в розчині становить 0,1 мас.%, а швидкість зсуву в потоці рідини, що обробляється в роторно-пульсаційному апараті, становить $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$. При таких умовах обробки загальна жорсткість води знижується до показника 0,16 ммоль/л. Це відповідає загальноприйнятим вимогам до якості води для водогрійних котлів, згідно з якими жорсткість води не повинна перевищувати 0,1–0,2 ммоль/л.

Застосування роторно-пульсаційного апарата дозволяє підвищити продуктивність процесу пом'якшення води та інтенсифікувати його при відносно низьких питомих енергетичних витратах. Це пояснюється тим, що при обробці в роторно-пульсаційному апараті утворюється водоповітряна суміш. Проходячи через робочі органи роторно-пульсаційного вузла, зазнає впливу ударних хвиль, міжфазної турбулентності, мікрокавітації та вихорів, що призводить до інтенсивного дроблення бульбашок повітря, дисперсних частинок та збільшення площі поверхні контакту фаз.

Завдяки цьому збільшується швидкість масоперенесення кисню з газової фази в рідину і його транспортування рідиною. Одночасно відбувається і зміна структури води з утворенням вільних водневих зв'язків, що зумовлює її підвищену активність та реагентну здатність. Це дає можливість збільшити швидкість хімічних реакцій і технологічних процесів.

Обмеження цього дослідження полягають у тому, що при застосуванні отриманих результатів на практиці чи подальших теоретичних дослідженнях слід враховувати, що перебіг процесу пом'якшення води визначається конструктивними особливостями роторно-пульсаційного апарату та вихідними фізико-хімічними параметрами води.

Недоліком дослідження є те, що отримані результати є адекватними при наведених технологічних параметрах процесу. При потребі використання іншої конструкції роторно-пульсаційного апарата чи зміни продуктивності установки, потрібно провести додаткове дослідження при цих умовах, оскільки данай процес в роторно-пульсаційному апараті перебігає під впливом багатьох факторів і складно піддається теоретичним розрахункам.

Розвиток даного дослідження полягає в тому, що обробка води за принципом ДІВЕ в роторно-пульсаційному апараті може знайти застосування при реалізації низки хімічних методів пом'якшення води для зменшення витрати реагентів та підвищення ступеня її очищення. При цьому можуть виникнути труднощі з розрахунками, пов'язаними з вибором роторно-пульсаційного апарата, оскільки ще не існує єдиної методики розрахунку таких апаратів, бо потрібно враховувати окремі умови перебігу процесу

Висновки

1. Встановлено, що збільшення швидкості зсуву потоку рідини при його проходженні через роторно-пульсаційний апарат та збільшення кількості циклів обробки призводить до підвищення рН води від 7,2 до 8,6 при швидкості зсуву $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ після 10 – 12 циклів обробки. Подібна закономірність також спостерігалась при визначенні концентрації іонів кальцію, що знизилась з 77,1 до 57,1 мг/л протягом 15 циклів обробки при тій же швидкості зсуву потоку. Ці зміни зумовлені розривом водневих зв'язків у воді внаслідок її механоактивації, вилученням абсорбованого діоксиду вуглецю та утворенням нерозчинного карбонату кальцію. Зниження вмісту іонів кальцію на 28 – 30 %, проте, недостатньо для використання такої води в теплоенергетиці.

2. Визначено, що при збільшенні концентрації аміаку та кількості циклів обробки в роторно-пульсаційному апараті при постійній швидкості зсуву в потоці $40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ спостерігається зростання рН води вище 10 при концентрації аміаку від 0,05 до 0,15 % мас після 10 циклів обробки в той час як без додавання аміаку рН води зростає до 8,6.

3. Зі збільшенням концентрації гідроксиду амонію в розчині від 0 до 0,15 мг/л без обробки концентрація іонів кальцію знижується на 64 %, проте при швидкостях зсуву в потоці $(20, 30, 40) \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$ концентрація іонів кальцію знижується на 98,5; 98,7; 99,3 % відповідно.

4. Встановлено, що зниження жорсткості води до значення менше 0,2 ммоль/л відбувається при концентрації гідроксиду амонію 0,1–0,15 % мас. після 9 – 10 циклів обробки. Це відповідає вимогам якості води для водогрійних котлів, а без додавання гідроксиду амонію жорсткість води знижується максимум до 7,6 ммоль/л

5. Визначено, що для забезпечення показника жорсткості води 0,16 ммоль/л оптимальний вміст гідроксиду амонію в розчині повинен становити 0,1 мас% при швидкості зсуву в потоці рідини

$40 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$. Це узгоджується з загальноприйнятими вимогами щодо якості води для водогрійних котлів, згідно яких жорсткість води не повинна перевищувати 0,1–0,2 ммоль/л.

ЛІТЕРАТУРА

1. Vakkilainen, E. K. (2017). Availability and Reliability. Steam Generation from Biomass, 180–202. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-804389-9.00008-3>
2. Moya, S., Boluda-Botella, N. (2021). Review of Techniques to Reduce and Prevent Carbonate Scale. Prospecting in Water Treatment by Magnetism and Electromagnetism, Water, 13, 2365. <https://doi.org/10.3390/w13172365>
3. Chibowski, E., & Szcześ, A. (2018). Magnetic water treatment—A review of the latest approaches, Chemosphere, 203, 54–67. <https://doi.org/10.1016/j.chemosphere.2018.03.160>
4. Mghaiouini, R., Benzbiria, N., Belghiti, M. E., Belghiti, H. E., Monkade, M., El bouari, A. (2020). Optical properties of water under the action of the electromagnetic field in the infrared spectrum. Materials Today: Proceedings, 30, 1046–1051. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.518>
5. Kukić, D. V., Šćiban, M. B., Mitrović, B. B., Prodanović, J. M., Vasić, V. M., Ivetić, D. Ž., Antov, M. G. (2012). Possibility of improvement of boiler water treatment process—ion exchange vs. reverse osmosis. Desalination and Water Treatment, 51 (1-3), 518–524. doi: <https://doi.org/10.1080/19443994.2012.714860>
6. Brandão, Y. F. F., dos Santos, L. B., de Araújo, G. P., Pedrosa Júnior, L. P., da Costa Neto, B. F., da Silva, R. de C.F.S. et al. (2022). Use of High-Frequency Ultrasound Waves for Boiler Water Demineralization/Desalination Treatment. Energies, 15 (12), 4431. doi: <https://doi.org/10.3390/en15124431>
7. Taqvi, S. A., Sohail, M., Uddin, F. (2016). Utilization of Ion-Exchange Technology for Boiler Feed Water Production-Design and Testing. Chemical Engineering, 1, 26–35. Available at: https://www.researchgate.net/publication/309536721_Utilization_of_Ion-Exchange_Technology_for_Boiler_Feed_Water_Production-Design_and_Testing
8. Avdieieva, L. I. (2016). Implementation of the Principle of Discrete-Pulse Energy Input to the Creation of Nanotechnologies for Food Industry. Science and Innovation, 12 (4), 11–15. doi: <https://doi.org/10.15407/scine.12.04.011>
9. Dolinskyi, A.A., Obodovych, O.M., Sydorenko, V.V. (2018). Influence of Discrete Pulse Energy Input at Absorption of Oxygen in the Liquid Medium. Journal of Water Chemistry and Technology, 40 (6), 354–358. doi: <https://doi.org/10.3103/s1063455x18060073>

10. Dolinskiy, A.A., Obodovich, A.N., Sydorenko, V.V. (2018). Intensification of aeration and mass transfer in wastewater treatment by discrete-pulse energy input. *Thermophysics and Aeromechanics*, 25 (4), 623–630. doi: <https://doi.org/10.1134/s0869864318040145>

11. Obodovych, O., Tselen, B., Sydorenko, V., Ivanytskyi, G., Radchenko, N. (2022). Application of the method of discrete-pulse energy input for water degassing in municipal and industrial boilers. *Acta Periodica Technologica*, 53, 123–130. doi: <https://doi.org/10.2298/apt2253123o>

DISCRETE PULSE INPUT OF ENERGY IS AN EFFECTIVE METHOD OF REMOVING CALCIUM HYDROCARBONATE AND REDUCING WATER HARDNESS

Obodovych O.M.¹, Tselen B.Y.², Pereiaslavl'tseva O.O.³, Stepanova O.E.⁴

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine

¹Dr. Sci. (Engin.), Professor, orcid.org/0000-0001-7213-3118, e-mail: tdsittf@ukr.net

²PhD (Engin.), [orcid.org/https://orcid.org/0000-0001-5213-0219](https://orcid.org/0000-0001-5213-0219), e-mail: b0d@ukr.net

³PhD (Engin.), Senior Researcher, e-mail: alena_p11@ukr.net, <https://orcid.org/0009-0001-2646-8600>

⁴PhD (Engin.), orcid.org/0000-0002-7179-7251, e-mail: super-olesya2807@ukr.net

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.4>

For municipal water supply systems, industrial enterprises, and thermal plants, the content of mineral impurities in water is regulated, which necessitates the use of technologies for their removal.

The object of study was water from an artesian well, which was treated on a rotor-pulsation apparatus that implements the principle of discrete-pulse energy input in an aeration-oxidizing setup of rotor type.

The effect of the principle of discrete-pulse energy input on the process of extracting calcium bicarbonate from water to reduce its hardness is studied.

It was determined that when treating water in the rotor-pulsation apparatus without adding ammonium hydroxide solution, it is possible to reduce the calcium ions concentration from 77,1 to 57,1 mg/L, and the total hardness from 13,4 to 7,6 mmol/L. It has been proven that the addition of 0,1 wt.% ammonium hydroxide to the treated water and treatment in the rotor-pulsation apparatus at the flow shear rate of $40 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ during 10 cycles allows for to reduce in the calcium ions concentration by 99,3 % and to reduce the total hardness to 0,16 mmol/L.

This is explained by the formation of a water-air mixture, which, passing through the rotor-pulsation apparatus, is affected by shock waves, interphase turbulence, microcavitation, and vortices, which leads to an increase in

the rate of mass transfer of oxygen from the gas phase to the liquid and its transportation by the liquid. At the same time, the structure of water changes with the formation of free hydrogen bonds, which causes its increased activity and reactive capacity.

Water treatment according to the principle discrete-pulse energy input in the rotor-pulsation apparatus is recommended for use in the implementation of a number of chemical softening methods to reduce the consumption of reagents and increase the degree of purification.

References 11, figures 4, tables 3.

Key words: total hardness, calcium carbonate, ammonium hydroxide, hydrogen index, shear rate.

1. Vakkilainen, E. K. (2017). Availability and Reliability. Steam Generation from Biomass, 180–202. <https://doi.org/10.1016/b978-0-12-804389-9.00008-3>

2. Moya, S., Boluda-Botella, N. (2021). Review of Techniques to Reduce and Prevent Carbonate Scale. Prospecting in Water Treatment by Magnetism and Electromagnetism, Water, 13, 2365. <https://doi.org/10.3390/w13172365>

3. Chibowski, E., & Szcześ, A. (2018). Magnetic water treatment—A review of the latest approaches, Chemosphere, 203, 54–67. <https://doi.org/10.1016/j.chemosphere.2018.03.160>

4. Mghaiouini, R., Benzbiria, N., Belghiti, M. E., Belghiti, H. E., Monkade, M., El bouari, A. (2020). Optical properties of water under the action of the electromagnetic field in the infrared spectrum. Materials Today: Proceedings, 30, 1046–1051. doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.04.518>

5. Kukić, D. V., Šćiban, M. B., Mitrović, B. B., Prodanović, J. M., Vasić, V. M., Ivetić, D. Ž., Antov, M. G. (2012). Possibility of improvement of boiler water treatment process—ion exchange vs. reverse osmosis. Desalination and Water Treatment, 51 (1-3), 518–524. doi: <https://doi.org/10.1080/19443994.2012.714860>

6. Brandão, Y. F. F., dos Santos, L. B., de Araújo, G. P., Pedrosa Júnior, L. P., da Costa Neto, B. F., da Silva, R. de C. F. S. et al. (2022). Use of High-Frequency Ultrasound Waves for Boiler Water Demineralization/Desalination Treatment. Energies, 15 (12), 4431. doi: <https://doi.org/10.3390/en15124431>

7. Taqvi, S. A., Sohail, M., Uddin, F. (2016). Utilization of Ion-Exchange Technology for Boiler Feed Water Production-Design and Testing. Chemical Engineering, 1, 26–35. Available at: https://www.researchgate.net/publication/309536721_Utilization_of_Ion-Exchange_Technology_for_Boiler_Feed_Water_Production-Design_and_Testing

8. *Avdieieva, L. I.* (2016). Implementation of the Principle of Discrete-Pulse Energy Input to the Creation of Nanotechnologies for Food Industry. *Science and Innovation*, 12 (4), 11–15. doi: <https://doi.org/10.15407/scine12.04.011>

9. *Dolinskyi, A.A., Obodovych, O.M., Sydorenko, V.V.* (2018). Influence of Discrete Pulse Energy Input at Absorption of Oxygen in the Liquid Medium. *Journal of Water Chemistry and Technology*, 40 (6), 354–358. doi: <https://doi.org/10.3103/s1063455x18060073>

10. *Dolinskiy, A.A., Obodovich, A.N., Sydorenko, V.V.* (2018). Intensification of aeration and mass transfer in wastewater treatment by discrete-pulse energy input. *Thermophysics and Aeromechanics*, 25 (4), 623–630. doi: <https://doi.org/10.1134/s0869864318040145>

11. *Obodovych, O., Tselen, B., Sydorenko, V., Ivanytskyi, G., Radchenko, N.* (2022). Application of the method of discrete-pulse energy input for water degassing in municipal and industrial boilers. *Acta Periodica Technologica*, 53, 123–130. doi: <https://doi.org/10.2298/apt2253123o>

Отримано 11.03.2024

Received 11.03.2024

Прийнято до друку 10.08.2024
Accepted for publication 10.08.2024

УДК 621.396.6.019:536.5.001.24

МОДЕЛЬ ТЕПЛОМАСОПЕРЕНОСУ КРІЗЬ ТОНКІ ЧАСТКОВО ПРОНИКНІ СТІНКИ

Круковський П.Г.¹ докт. техн. наук, Дядюшко Є.В.²

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, 03057, Україна

¹професор, orcid.org/0000-0001-6726-0550, e-mail: kruk_2@ukr.net²молодший науковий співробітник, orcid.org/0000-0002-2601-4633, e-mail: diadiushko@i.ua<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.5>

Розглядається модель переносу теплоти і маси (повітря) через тонкі стінки (в роботі названі частково проникними), що складаються з певної кількості металевих листів, через площу яких переноситься тільки теплота, а маса тільки через не достатньо герметичні шви в місцях з'єднання листів. Такі стінки застосовуються як огорожувальні конструкції різноманітних промислових об'єктів, зокрема металевих оболонок Нового Безпечного Конфайнмента ЧАЕС, для яких чисельне моделювання переносу повітря саме через шви між листами викликає значні труднощі внаслідок їх великої протяжності і невизначеності площ протічок. В роботі пропонується модель, за якою теплота і маса переноситься рівномірно через всю поверхню стінки і розрахунок витрат маси і теплоти виконується відповідно до знаків і значень локальних перепадів тиску між розрахунковими комірками з обох сторін стінки. Модель працює аналогічно моделі пористої стінки, але на відміну від неї враховує спряжений і радіаційний теплообмін при застосуванні CFD-моделювання.

The model of heat and mass (air) transfer through thin walls (referred to in the work as partially permeable), consisting of a certain number of metal sheets, through the area of which only heat is transferred, while the mass is transferred only through not sufficiently airtight seams at the joints of the sheets, is considered. Such walls are used as enclosing structures of various industrial facilities, in particular the metal shells of the New Safe Confinement of the Chernobyl NPP, for which the numerical modeling of air transfer specifically through the seams between the sheets poses significant difficulties due to their great lengths and the uncertainty of the leakage areas. The work proposes a model according to which heat and mass are transferred evenly through the entire surface of the wall, and the calculation of mass and heat expenses is carried out according to the signs and values of local pressure drops between the computational cells on both sides of the wall. The model works similarly to the model of a porous wall, but unlike it, it takes into account conjugated and radiative heat transfer when applying CFD modelling.

Бібл. 6, табл. 3, рис. 4.

Ключові слова: частково проникні стінки, тепло- і масообмін, CFD-моделювання.CFD – Computational Fluid Dynamics;
НБК – Новий Безпечний Конфайнмент;**Індекси:**

цил – циліндрична стінка;

-x – у від'ємному напрямку осі X;

+x – у позитивному напрямку осі X;

-z – у від'ємному напрямку осі Z;

+z – у позитивному напрямку осі Z;

внутр – внутрішній;

вх – вхідний;

вих – вихідний.

Вступ

Для тривалого функціонування промислових об'єктів необхідно виконувати детальний аналіз термогазодинамічного стану як на етапі проектування, так і на етапі експлуатації. За частоту ці об'єкти мають в своїх стінах або оболонках численні малі щілини та/або отвори (наприклад оболонки великих промислових об'єктів, що складаються з великої кількості непроник-

них металевих листів, з'єднаних між собою не достатньо герметичними швами). В цьому випадку такі оболонки чи стіни можна вважати частково проникними. У сучасних реаліях, коли все більше уваги приділяється дослідженням за допомогою комп'ютерного моделювання, дуже важливо мати інструмент, який дозволить правильно враховувати як газодинамічний, так і тепловий стан зазначених об'єктів.

Складності в моделюванні термогазодинамічного стану об'єктів з частково проникними стінками та/або оболонками можуть бути наступними:

- невизначеність точного розташування та кількості маленьких щілин і отворів між швами на стінках/оболонках;

- дуже висока складність або навіть неможливість їх обліку при побудові геометричної моделі з стінками та/або оболонками для подальших розрахунків;

- значне збільшення кількості розрахункових комірок у місцях розташування маленьких щілин та отворів в швах, що призводить до значного та небажаного збільшення часу розрахунку.

Таким чином CFD-моделювання переносу маси через численні шви між листами є проблемою, тому в роботі пропонується перенос теплоти в маси виконувати через загальну площу тонких стінок. Слід зазначити, що для таких цілей можна використовувати модель пористої стінки, але вона не враховує спряжений і радіаційний теплообмін обох поверхонь такої стінки з потоками повітря і іншими стінками.

Одним з об'єктів, в якому присутні такі частково проникні оболонки, є Новий Безпечний Конфайнмент (НБК) ЧАЕС [1], зовнішня оболонка якої на стадії будівництва представлена на рис. 1.

В даній роботі перед авторами постала задача розробки підходу до моделювання стінок з невизначеними нещільностями, який буде використовуватися при 3D-моделюванні термогазодинамічного стану НБК ЧАЕС. Представлення стінки як твердої, а не пористої дозволяє врахувати радіаційний теплообмін з поверхнями внутрішніх конструкцій та зовнішнім середовищем, і спряжений теплообмін всередині та назовні об'єкту, а також масообмін з оточуючим середовищем та між внутрішніми оболонками. Попри цього виникає можливість суттєвого зменшення кількості розрахункових комірок моделі і часу обчислення.

Через неможливість проведення додаткових досліджень безпосередньо стін НБК та, взагалі, передбачення місць розташування нещільностей, разом з наведеною нижче моделлю і розробленою для неї додатковою підмоделлю були використанні оцінки площ негерметичностей НБК [2-4], і аналізу тисків при зовнішньому обтіканні НБК [5], які впливають на термогазодинамічний і радіаційний стан як НБК, так і оточуючого середовища.

Мотивація і мета роботи

Мотивація – для адекватного моделювання термогазодинамічного стану об'єктів, які мають "недосліджені нещільності" (мається на увазі наявність приблизної інформації про загальні значення нещільностей, але не про місця їх точних розташувань), в наявних CFD-інструментах немає вбудованих моделей, які дозволили б урахувати одночасно перенос маси і тепла через стінки з урахуванням спряженого і радіаційного теплообміну. Тому існує необхідність у створенні такої моделі (підмоделі).

Мета – розробити підмодель тепло- та масопереносу через тверду стінку (частково проникну), яка дозволить враховувати спряжений та радіаційний теплообмін стінки з оточуючими її поверхнями, а також перенос маси газу або рідини через цю стінку.

Методологія моделювання частково проникних стінок

Для перетворення непроникної стінки на частково проникну було обрано підхід виділення одинарного (товщиною в 1 комірку) прилеглого шару комірок з обох боків від стінки та створення в цих шарах джерел/стоків тепла/маси/імпульсів тощо, які будуть розраховуватися для сформованих, що мають спільну поверхню контакту через стінку.

Такий підхід дозволить зберігати баланси маси та тепла в моделі, а також отримувати точні розподіли параметрів за всіма точками поверхні. При цьому



Рис. 1. Зовнішня оболонка НБК ЧАЕС на стадії будівництва [1]

геометрія стінки може бути спрощена до поверхні без товщини, яка зможе приймати участь в радіаційному та спряженому теплообміні, а також в кондуктивному теплообміні через цю стінку з довільною віртуальною товщиною, яка не потребує додаткових розрахункових комірок в програмних середовищах ANSYS.

Інструментом для вирішення задачі було обране програмне середовище ANSYS Fluent, яке дозволяє вирішувати і теплові, і гідродинамічні задачі, а, також, має великі можливості для створення додаткових функцій для різноманітних підмоделей.

При виведенні рівнянь для розрахунку джерел та стоків теплоти та маси за основу був взятий підхід до організації масообміну через пористе середовище, вбудований в середовище ANSYS Fluent. (логіка підходу та граничні умови для наступної верифікаційної задачі моделі стінки показані на рис. 2.)

В цьому підході пористі середовища моделюються як об'єми з додатковими джерелами імпульсів швидкості, доданими до стандартних рівнянь руху. (1)-(4) Ці джерела складаються з двох частин: в'язкісні втрати та інерційні втрати (1) [6]. Для спрощення переводу очікуваних сумарних площ негерметичностей оболонок, було вирішено сприймати рух через ці негерметичності перпендикулярним поверхні стінки та залишити тільки складову інерційних втрат.

$$S_i = -\left(\frac{\mu}{\alpha} \cdot v_i + C_2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot |v| \cdot v_i\right) \quad (1)$$

де S_i – джерело імпульсу в одному з базових напрямків, Н/м³

μ – коефіцієнт динамічної в'язкості, Па·с.

α – проникність пористого об'єму.

ρ – густина рідини, кг/м³.

C_2 – інерційний опір пористого об'єму, 1/м.

v_i – швидкість рідини одному з базових напрямків, м/с.

Для вірного врахування напрямку руху потоку через частково проникну стінку критерієм буде перепад тиску (2), який можна прив'язати до джерел імпульсів швидкостей з [6]:

$$\Delta p = -S_i \cdot \Delta n \quad (2)$$

де Δp – перепад тиску, Па.

Δn – товщина пористого об'єму, м.

Виходячи з двох попередніх формул були сформовані вирази для джерел/стоків маси для комірок з обох сторін стінки (3), (4):

$$M_i = \frac{j \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \rho \cdot k \cdot (P_1 - P_2)}{C_2 \cdot \Delta n}} \cdot S}{V_i} \quad (3)$$

Для $i = 1$: при $P_1 > P_2 - j = -1$, $k = 1$, $P_2 \geq P_1 - j = 1$, $k = -1$.

Для $i = 2$: при $P_1 > P_2 - j = 1$, $k = 1$, $P_2 \geq P_1 - j = -1$, $k = -1$.

де M_i – джерело/стік маси в комірці на стороні i -ої поверхні, кг/(с·м³).

ρ – густина, кг/м³.

P_1 – тиск в комірці на стороні 1 поверхні, Па.

P_2 – тиск в комірці на стороні 2 поверхні, Па.

S – дотична площа комірки з поверхнею, м².

C_2 – інерційний опір частково проникної стінки, 1/м.

Δn – товщина «реальної» стінки, м.

V_i – об'єм комірки на стороні i -ої поверхні, м³.

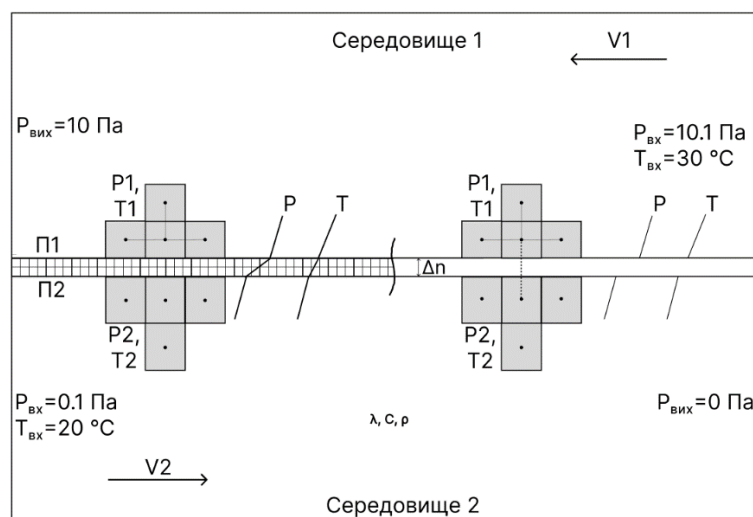


Рис. 2. Тепломасообмін через пористу (зліва) і частково проникну (справа) стінки

j – коефіцієнт для врахування напрямку руху рідини через частково проникну стінку.

k – коефіцієнт для універсалізації вигляду функції.

Слід зазначити, для використання даної функції необхідно знати питомий інерційний опір C_2 досліджуваної стінки, який можна визначити експериментальними та/або аналітичними способами. Автори статті, досліджуючи гідродинамічний стан НБК ЧАЕС, визначали C_2 за допомогою моделі ділянки пористої стінки, підбираючи коефіцієнт опору таким чином, щоб питомі витрати через стінку відповідали питомим витратам через оболонки НБК, які були визначені в [2-4].

Використовуючи таку ж саму логіку і отримані рівняння, були виведені вирази для джерел/стоків теплоти, що переноситься масою рідини (4):

$$Q_{vi} = M_i \cdot (H_1 - H_2) \cdot k \quad (4)$$

Для $i = 1$: при $P_1 > P_2 - k = 1$, $P_2 \geq P_1 - k = -1$.

Для $i = 2$: при $P_1 > P_2 - k = 1$, $P_2 \geq P_1 - k = -1$.

де Q_{vi} – джерело/стік теплоти в комірці на стороні i -ої поверхні, Вт/м³.

H_1 – ентальпія в комірці на стороні 1 поверхні, Дж/кг.

H_2 – ентальпія в комірці на стороні 2 поверхні, Дж/кг.

M_i – джерело/стік маси в комірці на стороні i -ої поверхні, кг/(с·м³).

k – коефіцієнт для універсалізації вигляду функції.

Верифікація підмоделі тепломасопереносу через частково проникну стінку

Для перевірки працездатності розробленої підмоделі тепломасопереносу крізь непроникну стінку було вирішено провести якісне та кількісне порівняння з моделлю з пористою стінкою в аналогічній стаціонарній постановці (рис.2). Такий підхід дозволить переконатися в адекватності розрахунку масопереносу та теплопереносу. При цьому характеристики частково проникної стінки будуть максимально наближені до пористої стінки, щоб забезпечити можливість верифікування. Наявність спряженого та радіаційного теплообміну для частково проникної стінки в більш практичних застосу-

ваннях буде забезпечена автоматично програмним середовищем (ANSYS Fluent).

Підмодель тепломасопереносу реалізована за допомогою User-Defined Function (UDF-функції).

Моделю представляє собою об'єм із розмірами 30x20x4 см (рис. 2), що має посередині горизонтальну перегородку товщиною 2 см.

У випадку частково проникної стінки з підмоделлю – товщина віртуальна, відстань до плоскої стінки – 10 см.

Фізична постановка:

Кожен з двох утворених об'ємів має свої поверхні входу та виходу рідини, які, в свою чергу, мають різні граничні умови, зазначені на рис. 2.

Перепади тиску між входом та виходом в об'ємах забезпечують різнонаправлений рух потоку повітря в них. А перепад тиску між об'ємами – переток через пористу або частково проникну стінку.

Робоча рідина – повітря.

Створена підмодель використовується в розрахунках термогазодинамічного та радіаційного стану НБК ЧАЕС, для урахування неорганізованих витрат повітря через нещільності конструкції, отже інерційний опір роздільних стінок в моделі був підібраний на тестовій моделі питомої пористої стінки таким чином, щоб відповідати проникностям зовнішньої оболонки НБК ЧАЕС, оціненим авторами [2-4], тобто рівним $7.1 \cdot 10^9$ 1/м.

Для верифікації адекватності роботи створеної підмоделі було проведено порівняння таких параметрів, як: витрата через перегородку, середні витрати в об'ємах та середні температури на поверхнях перегородки (табл. 1) показало фізичність, якісну та кількісну вірність роботи підмоделі.

Моделювання обтікання аروحної конструкції

Для демонстрації можливого використання розробленої підмоделі частково проникної стінки в моделюванні об'єкту типу НБК ЧАЕС було вирішено створити спрощену гідравлічну модель обтікання аروحної конструкції (рис. 3) в стаціонарній постановці.

Фізична постановка:

В центрі об'єму повітря з розмірами 14x14x4 м розташована аручна конструкція розмірами 2x2x1.1 м (у випадку з пористою стінкою її товщина складає 0.02 м).

Таблиця 1. Результати верифікаційних розрахунків

Параметр	Пориста стінка	Частково проникна стінка
Витрата через перегородку, кг/с	$4.89 \cdot 10^{-6}$	$4.86 \cdot 10^{-6}$
Середні температури на поверхнях перегородки, °C	28.6; 21.6	28.6; 21.4
Рівень витрат у верхньому об'ємі, кг/с	0.00146	0.0018
Рівень витрат у нижньому об'ємі, кг/с	0.0013	0.0018

В арочній конструкції передбачені отвори 0.1×0.2 м на поверхнях по осі Х, які являють собою аналоги можливих технічних воріт, наприклад пожежних.

Робоча рідина – повітря.

Нагнітання повітря для обтікання відбувається з постійною швидкістю 3 м/с.

Створена підмодель використовується в розрахунках термогазодинамічного та радіаційного стану НБК ЧАЕС, для урахування неорганізованих витрат повітря через нещільності конструкції, отже інерційний опір роздільних стінок в моделі був підібраний на тестовій моделі питомої пористої стінки таким чином, щоб відповідати проникностям зовнішньої оболонки НБК ЧАЕС, оціненим авторами [2-4], тобто рівним $7.1 \cdot 10^9$ 1/м. Теплова задача не моделювалась.

При вирішенні задачі обтікання поля тисків (рис. 4) моделей з частково проникною оболонкою конструкції та пористою оболонкою виявилися практично ідентичними.

Також були кількісно порівняні витрати крізь розглянуті оболонки (табл. 2) та тиски (відносно атмосферного тиску 101325 Па) на поверхнях та у внутрішньому повітряному просторі (табл. 3).

Кількісне порівняння витратних та тискових параметрів дало змогу підтвердити раніше помічену відповідність отриманих результатів. Невелика різниця у внутрішніх тисках може бути пояснена принциповим представленням пористих оболонок у програмі ANSYS Fluent у вигляді областей з джерелами/стоками імпульсів швидкостей, на відміну від твердої плоскої поверхні у випадку частково проникної стінки.

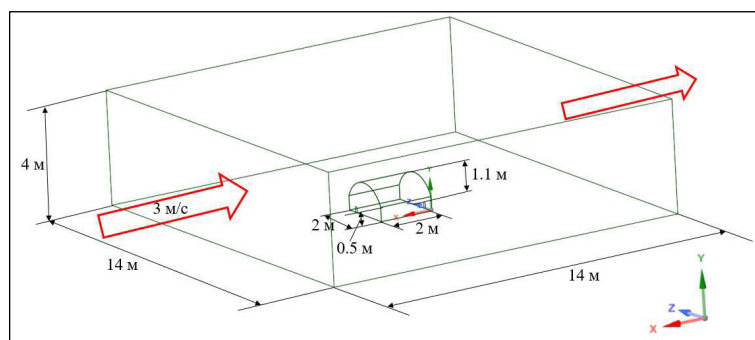


Рис. 3. Геометрія задачі моделювання обтікання арочної конструкції

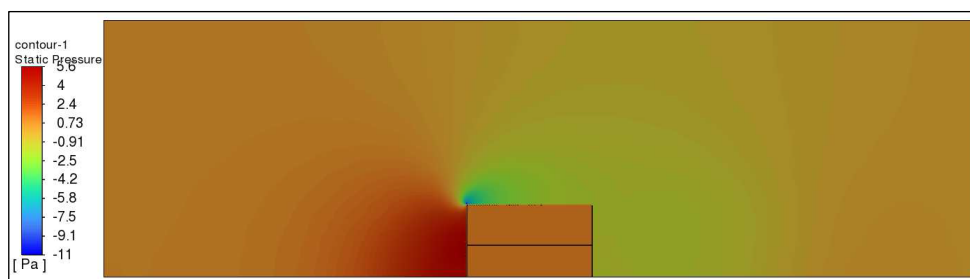


Рис. 4. Поле тисків у поздовжньому перерізі області рішення

Табл. 2. Кількісне порівняння витратних параметрів

Параметр	Частково проникна стінка	Пориста стінка
М цил, кг/с	0.00131	0.00120
М -x, кг/с	0.00038	0.00037
М +x, кг/с	-0.00035	-0.00037
М -z, кг/с	0.00027	0.00022
М +z, кг/с	0.00025	0.00025
G вх, кг/с	197.68	197.68
G вих, кг/с	-197.68	-197.68

Табл. 3. Кількісне порівняння тискових параметрів

		Параметр	Частково проникна стінка	Пориста стінка
внутр		P внутр, Па	1.513	1.200
		P цил, Па	1.520	1.201
		P -x, Па	1.539	1.204
		P +x, Па	1.511	1.184
		P -z, Па	1.533	1.198
		P +z, Па	1.576	1.205
зовн		P цил, Па	-2.995	-2.843
		P -x, Па	-0.993	-1.407
		P +x, Па	3.938	4.095
		P -z, Па	-2.983	-2.245
		P +z, Па	-2.910	-2.980

Для використання даної підмоделі необхідно знати питомий інерційний опір C_2 досліджуваної стінки, який можна визначити експериментальними та/або аналітичними способами. Автори статті, досліджуючи гадродинамічний стан НБК ЧАЕС, визначали C_2 за допомогою моделі ділянки пористої стінки, підбираючи коефіцієнт опору таким чином, щоб питомі витрати через стінку відповідали питомим витратам через оболонки НБК, які були визначені в [2-4].

Висновки

1. Створено додаткову підмодель для симуляції переносу теплоти та маси крізь напівпроникні тверді стінки, придатні для CFD-моделювання (наприклад, в ANSYS Fluent).

2. Підмодель дозволяє працювати з комітками, що граничать з поверхнями, які, в такому випадку, можна вважати напівпроникними. У протилежних комітках формуються джерела або стоки маси (рахуються в залежності від ряду параметрів) та теплоти (визначаються відповідно до джерел маси та різниці ентальпій). Підмодель була верифікована за допомогою тестових моделей і показали позитивні результати.

3. Створена підмодель використовується разом з моделлю обтікання НБК ЧАЕС та програмою для моделювання термогазодинамічного стану об'єкту та оточуючого середовища і визначення площ протічок в оболонках НБК.

ЛІТЕРАТУРА

1. *Новый безопасный конфайнмент* Чернобыльской АЭС (расчетно-экспериментальный анализ при проектировании и эксплуатации): монография/ Круковский П.Г., Метель М.А., Скляренко Д.И. и др.; за ред. П.Г. Круковского, В.А. Краснова, В.П. Сулимова/ Киев: ООО "Франко Пак", 2019. ISBN 978-966-97864-7-0. 300с.

2. Круковский П. Г, Скляренко Д. І, Дядюшко Є. В., Кондратенко С. О. Аналіз неорганізованого повітрообміну Нового Безпечного Конфайнменту з оточуючим середовищем (попередні результати моделювання за експлуатаційними даними) // V міжнародна конференція «Проблеми зняття з експлуатації об'єктів ядерної енергетики і відновлення навколишнього середовища» INUDECO, 27–29 квітня, 2020 р., м. Славутич, Україна. – с.109-117.

3. Krukovskyi P., Diadiushko Y., Sklyarenko D., Starovit I. Unorganized air releases with radioactive aerosols from the New Safe Confinement of CHNPP into the environment. Питання атомної науки та техніки. 2021. №6 (136) С. 181-186. DOI: <https://doi.org/10.46813/2021-136-181>

4. Дядюшко Є.В., Скляренко Д.І., Старовіт І.С. Неорганізований повітрообмін Нового Безпечного Конфайнменту ЧАЕС з оточуючим середовищем. Проблеми Теплофізики та Теплоенергетики: Матеріали XII Міжнародної онлайн-конференції, м. Київ, 26-27 жовтня 2021 р. / Інститут Технічної Теплофізики НАН України

5. Krukovsky, P., Diadiushko, Y., Skliarenko, D. (2023). Розробка розрахункової моделі зовнішнього обтікання нового безпечного конфайнмента ЧАЕС. Ядерна та радіаційна безпека, №4(100), 71-79. [https://doi.org/10.32918/nrs.2023.4\(100\).08](https://doi.org/10.32918/nrs.2023.4(100).08)

6. ANSYS, Inc. ANSYS Fluent User Guide. Версія 19.1, ANSYS, Inc., 2019. Інструкція з програмного забезпечення

MODEL OF HEAT AND MASS TRANSFER THROUGH THIN PARTIALLY PERMEABLE WALLS

P. Krukovsky¹, Ye. Diadiushko²

*Institute of Engineering Thermophysics of the National
Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Maria Kapnist st.,
Kyiv, 03057, Ukraine*

¹Dr. Sci. (Engin.), Head of Department, Professor, orcid.
org/0000-0001-6726-0550, e-mail: kruk_2@ukr.net

²Junior researcher, orcid.org/0000-0002-2601-4633,
e-mail: diadiushko@i.ua

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.5>

The model under consideration addresses the transfer of heat and mass (air) through thin walls, described as partially permeable, which are composed of numerous impermeable metal sheets joined together by seams that are not entirely airtight and are permeable to mass. Such walls are found in large industrial facilities in the form of roofs and shells, covering areas of tens of thousands of square meters with metal sheets and tens of kilometers of seams between them. Therefore, modeling the transfer of heat and mass through these thin walls, which are subject to pressure differentials, poses a significant challenge not fully addressed by current CFD models. While modeling the part of heat transfer across the general surface area of thin walls is relatively straightforward, accurately modeling the transfer of mass and heat fraction through the numerous seams between sheets is problematic with CFD technology.

This work proposes a method for calculating mass flowrates and the heat fraction through the seams between sheets, distributing it across the entire surface area of the wall according to the signs and values of local pressure differentials between the calculation cells on both sides of the wall. It is noted that while a porous wall model could be used for such purposes, it does not account for the conjugate and radiative heat exchanges between both surfaces of such a wall with airflows and other walls. Unlike this approach, the proposed model incorporates conjugate and radiative heat exchanges and can also accommodate a wall of zero thickness, significantly reducing the number of cells in the

main model required for CFD simulation. This submodel has been verified on number of simplified cases and currently applied to simulate air and moisture exchange through the inner and outer shells of the New Safe Confinement of the Chernobyl Nuclear Power Plant.

Ref. 6, tables 3, figures 4.

Keywords: partially permeable walls, heat and mass transfer, CFD-modelling.

1. P.G. Krukovskyi, M.O. Metel, D.I. Skliarenko, et al. Novyi Bezopasnyi Konfainment Tchernobylskoi AES (raschetno-eksperimentalnyi analiz pri proektirovanii i ekspluatatsyi) [New safe confinement of the Chernobyl nuclear power plant (computational and experimental analysis in the design and operation)]. Kiev: OOO "Franko Pak" [Publishing house of LLC "Franco Pak"], 2019, p. 300 (in Rus.)

2. Krukovskyi P.H., Skliarenko D.I., Diadiushko Ye.V., Kondratenko S.O. Analiz neorhanizovannoho povitroobminu Novoho Bezpechnoho Konfainmentu z otochuiuchym seredovyshe (poperedni rezultaty modeliuвання za ekspluatatsiynymi danymi) [Analysis of the unorganized air exchange of the New Safe Confinement with the surrounding environment (preliminary simulation results based on operational data)] // V mizhnarodna konferencia "Problemy zniattia z ekspluatatsii ob'ektiv yadernoi enerhetyky I vidnovlennia navkolyshniogo seredovyssha" INUDECO [V International Conference "Problems of Decommissioning of Nuclear Power Facilities and Environmental Restoration" INUDECO], April 27–29, 2020, Slavutych, Ukraine. – pp.109-117. (in Ukr.)

3. Krukovskyi P., Diadiushko Y., Sklyarenko D., Starovit I. Unorganized air releases with radioactive aerosols from the New Safe Confinement of CHNPP into the environment. PROBLEMS OF ATOMIC SCIENCE AND TECHNOLOGY. 2021. №6 (136) C. 181-186. DOI: <https://doi.org/10.46813/2021-136-181>

4. Diadiushko Ye.V., Skliarenko D.I., Starovit I.S. Neorhanizovanyi povitroobmin Novoho Bezpechnoho Konfainmentu CHAES z otochuiuchym seredovyshe [Unorganized air exchange of the New Safe Confinement of the Chernobyl Nuclear Power Plant with the surrounding environment]. Problemy Teplofizyky ta teploenerhetyky: Materialy XII Mizhnarodnoi onlain-konferencii [Problems of Thermophysics and Thermal Power Engineering: Proceedings of the XII International Online Conference], Kyiv, October 26-27, 2021 / Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine (in Ukr.)

5. Krukovsky, P., Diadiushko, Y., Skliarenko, D. (2023). Rozrobka rozrakhunkovoi modeli zovnishniogo obtikannia novoho bezpechnoho konfainmentu CHAES [Development of a CFD-Model for the External Flow Around the New Safe Confinement of ChNPP]. Yaderna ta radiatsiina bezpeka [Nuclear and Radiation Safety], №4(100), 71-79. [https://doi.org/10.32918/nrs.2023.4\(100\).08](https://doi.org/10.32918/nrs.2023.4(100).08) (in Ukr.)

6. ANSYS, Inc. ANSYS Fluent User Guide. Version 19.1, ANSYS, Inc., 2019. Software manual.

Отримано 11.04.2024

Received 11.04.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 536.24.023

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕПЛООБМІНУ ПРИ ВИМУШЕНІЙ ТЕЧІЇ ВОДИ У ВЕРТИКАЛЬНОМУ ПАРОГЕНЕРУЮЧОМУ КАНАЛІ

Тирінов А.І., докт. техн. наук, **Антіпов В.Г.**, Ковецька М. М., канд. техн. наук,
Дмитренко Н.П., докт. техн. наук., Проценко Л.М.

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. М. Капніст 2а, м. Київ 03680, Україна

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.6>

Наведені результати експериментального дослідження теплообміну в вертикальному парогенеруючому каналі в області розвинутого кипіння, визначений вплив режимних параметрів на коефіцієнт тепловіддачі та отриманні співвідношення, для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі в цій області.

The results of an experimental study of heat exchange in a vertical steam-generating channel in the region of developed boiling are presented, the influence of mode parameters on the heat transfer coefficient is determined and correlations for calculating the heat transfer coefficient in this region are obtained.

Бібл. 22, рис. 4.

Ключові слова: теплообмін, вертикальний канал, двофазний потік, кипіння.

d – діаметр труби, м;
 i – ентальпія теплоносія, кДж/кг;
 P – тиск, МПа;
 w – швидкість, м/с;
 q – тепловий потік, кВт/м²;
 r – питома теплота пароутворення, кДж/кг;
 T – температура, °С;
 x – масовий паровміст;
 $x_{\text{отн}} = \Delta i / r$ – відносна ентальпія;
 α – коефіцієнт тепловіддачі, Вт/м²К;
 $\pi = P / P_{\text{кр}}$ – відносний тиск;

ρ – густина, кг/м³;
 ρw – масова швидкість, кг/м²с;
 Nu – критерій Нуссельта.

Індекси нижні

w – параметри на стінці;
 s – параметри на лінії насичення;
 vx – вхідний;
 $кр$ – критичний;
 $нп$ – початок пароутворення;
 p – рівноважний.

Одним із найбільш ефективних способів відведення теплоти в сучасному обладнанні та установках є використання кипіння рідин у системах охолодження. Процес кипіння використовується для охолодження ядерних реакторів [1], окремих елементів космічних апаратів та електроніки [2], а також у холодильній та криогенній технології [3]. Це вимагає використання величезної різноманітності теплоносіїв та технологічних параметрів, таких як тиск, температура, швидкості потоку рідини та пари, а також матеріали охолоджуваної поверхні та їх геометрія. Десятки монографій та сотні статей у журналах, присвячені дослідженню тепловіддачі при кипінні [1]. Це свідчить про те, що процес теплопередачі при кипінні виявився набагато складнішим, ніж уявлялося на початку минулого століття, коли ці дослідження лише розпочиналися. Про-

водяться експериментальні дослідження теплообміну при кипінні в каналах різної геометрії [4,5] та поповнюються бази даних [6,7]. На їхній основі розробляються нові кореляції для розрахунків коефіцієнтів тепловіддачі при кипінні [8], уточнюються карти режимів течії [9]. У роботі [10] наведено огляд кореляцій та моделей для визначення інтенсивності теплообміну під час кипіння з недогрівом теплоносія у трубах. Дано порівняння різних моделей з результатами експериментальних досліджень кипіння аміаку у трубі, що обігрівается. Визначено, що існуючі кореляції та моделі описують кипіння аміаку з недостатньою точністю, особливо в разі спільного впливу вимушеної конвекції та бульбашкового кипіння.

Результати експериментальних досліджень коефіцієнта тепловіддачі при кипінні в каналах, що обігріваються, виконані в широкому діапазоні зміни параметрів,

істотно різняться. Особливо це спостерігається при високих тисках та малих температурних напорах. Визначення впливу параметрів двофазного потоку (масової швидкості, паровмісту) пов'язане з труднощами вимірювання змін температурних напорів, які можна порівняти з похибкою їх визначення. Ступінь впливу різних параметрів потоку на коефіцієнт тепловіддачі при вимушеній течії теплоносія в каналі залежить від режимів течії та умов обігріву. Найбільша невизначеність виникає щодо впливу паровмісту на коефіцієнт тепловіддачі. Так, в області нерівноважного кипіння від початку пароутворення при х_{нп} до переходу до рівноважного кипіння при х_р коефіцієнт тепловіддачі різко зростає [11,12]. Далі зі збільшенням паровмісту в області позитивних значень х коефіцієнт тепловіддачі може залишатися постійним, плавно збільшуватися або плавно зменшуватися до виникнення кризи теплообміну, внаслідок якого коефіцієнт тепловіддачі різко зменшується [7].

В роботах [13,14] досліджуються особливості використання нанорідин з метою збільшення коефіцієнта тепловіддачі при кипінні. В бульбашковому режимі кипіння нанорідин спостерігається збільшення критичного теплового потоку порівняно з чистою рідиною. При цьому коефіцієнт тепловіддачі може як збільшуватися, так і зменшуватися.

Великий інтерес викликають дослідження теплообміну в пористих каналах та мікроканалах [15-19]. Це пов'язано з використанням режиму кипіння для охолодження електроніки. У роботах представлені результати моделювання течії та теплообміну в каналах різної геометрії, показано вплив параметрів середовища на інтенсивність теплообміну.

Мета роботи полягає в експериментальному дослідженні теплообміну в парогенеруючому каналі в області рівноважного кипіння (область «розвинутого кипіння»), визначенні впливу режимних параметрів на коефіцієнт тепловіддачі та отриманні співвідношення, для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі в цій області.

Експериментальні дослідження теплообміну при вимушеній течії двофазного потоку проводилися в циркуляційному контурі високого тиску. Вони продовжують дослідження теплообміну при кипінні в парогенеруючих каналах, які були раніше проведені на цьому стенді [11,12]. В роботі [11] дано опис робочої ділянки

у вигляді вертикальної труби із внутрішнім діаметром 0,013 м і довжиною 2,66 м. Електричний обігрів здійснювався за допомогою генератора постійної напруги. На вхід подавалася вода з недогрівом до температури насичення для даного тиску із передувімкненого електронагрівача. Температура теплоносія на вході та виході експериментальної ділянки вимірювалася за допомогою каліброваних заохлених термопар ХА-0,2. Абсолютна похибка каналу вимірювання температури не перевищує $\pm 1,5^{\circ}\text{C}$. Виходячи з цього середньоквадратична похибка визначення ентальпії теплоносія в локальному перерізі каналу, що обігрівается постійним струмом, оцінюється величиною $\pm 3,8\%$. Дослідження проводилися в режимі постійного тиску та витрати теплоносія в контурі за зміни теплового потоку в робочій ділянці. Максимальна відносна похибка визначення витрати теплоносія не перевищує 2%, потужності, що підводиться 1%.

Реєстрація режимних параметрів (тиску, витрати, струму та напруги), вимірюваних температур стінки, температур теплоносія на вході та виході робочої ділянки здійснювалася за допомогою відповідних перетворювачів. У табл. 1 представлено діапазон зміни режимних параметрів у експериментах.

Характер теплообміну при кипінні води з недогрівом в каналі, що обігрівается, при вимушеному русі може описуватися по-різному для трьох характерних областей: нерівноважний теплообмін від початку пароутворення до досягнення температури теплоносія значення температури насичення, теплообмін при рівноважному стані теплоносія й нерівноважний закритий теплообмін. На рис. 1 показана зміна коефіцієнта тепловіддачі від відносної ентальпії потоку для різних областей теплообміну.

В області нерівноважного кипіння, що обмежена відносними ентальпіями $x_{\text{нп}}$ і $x_{\text{р}}$, інтенсивність тепловіддачі зростає від значення, характерного для однофазного конвективного теплообміну, до максимального значення, яке характеризує розвинене бульбашкове кипіння. В області рівноважного кипіння $x_{\text{р}} \leq x \leq x_{\text{кр}}$ значення коефіцієнту тепловіддачі α групуються біля узагальнюючих кривих двох видів залежно від способу підвищення ентальпії потоку: режими з $q = \text{const}$ і режими з $q = \text{var}$.

Табл. 1. Діапазон зміни режимних параметрів рівноважного кипіння

P, МПа	4	7	10	14	16
ρ_w , кг/м ² с	400...2000	120...2000	380...2000	420...750	420...760
q, МВт/м ²	0,3...2,45	0,13...2,59	0,56...1,86	0,43...0,98	0,47...0,78

В режимах при постійному тепловому потоці й умові $q > q_{\text{нп}}$ при зростанні температури на вході (на рис. 1 такий режим відповідає точкам для постійного теплового потоку $0,67 \cdot 10^6$ Вт/м²) на границі переходу до рівноважного кипіння інтенсивність теплообміну "заморожується" і зберігається постійною незалежно від зростання паровмісту до критичного значення. Цей режим не викликає труднощів з його описання, оскільки в діапазоні зміни відносної ентальпії від x_p до $x_{\text{кр}}$ коефіцієнт тепловіддачі при постійному тиску залишається незмінним через збереження різниці температур стінки і теплоносія $T_w - T_s$, а число Нуссельта приймає постійне значення $Nu_p(x) = \text{const}$, що не залежить від масової швидкості й тиску. При цьому коефіцієнт тепловіддачі залежить від тиску в силу зміни теплопровідності рідини.

У режимах зі змінним тепловим потоком $(0,5 \dots 1,7) \cdot 10^6$ Вт/м², як це видно з того ж рисунка, інтенсивність теплообміну монотонно знижується й у кінці теплообмін переходить до закритого. Експериментальні дані, що представлені на рис. 1,2 показують, що масова швидкість істотно не впливає на коефіцієнт тепловіддачі. Цей результат узгоджується з результатами експериментів, що представлені в роботі [7]. Однак відсутність розшарування експериментальних результатів за масовою швидкістю визначається лише вибором змінної x , котра сама залежить від швидкості.

Розміри області рівноважного кипіння від x_p до $x_{\text{кр}}$ можуть істотно відрізнятись й залежать як від тиску, так і від масової швидкості. У деяких режимах (точки, що відповідають масової швидкості 602 кг/м²с, на рис. 1) перед кризою тепловіддачі спостерігається інтенсифікація теплообміну й зростання α . Цей ефект також спостерігається в роботі [7] і пояснюється збільшенням конвективної складової процесу кипіння в дисперсно-кільцевому режимі. Він характерний для кризи теплообміну другого роду, що пов'язаний з висиханням пристінної плівки рідини в дисперсно-кільцевому потоці при високих значеннях паровмісту.

Опис теплообміну при рівноважному кипінні може ґрунтуватися на характері зміни коефіцієнта тепловіддачі в цій області, границями якої служать дві точки, що визначені експериментально. Перша з них – це точка максимального значення $\alpha(x_p)$ при $x_{\text{отн}} = x_p$, від якої і починається зменшення теплообміну. Експериментально ця границя фіксується за моментом досягнення теплоносієм температури насичення й за експериментальними даними описується залежністю

$$\alpha_p = 1,1 \cdot 10^5 \pi^{-0,22} \text{ при } x_{\text{отн}} = x_p. \quad (1)$$

Друга характерна точка це $\alpha(x_{\text{кр}})$, що визначає початок активного зростання температури стінки й у зв'язку

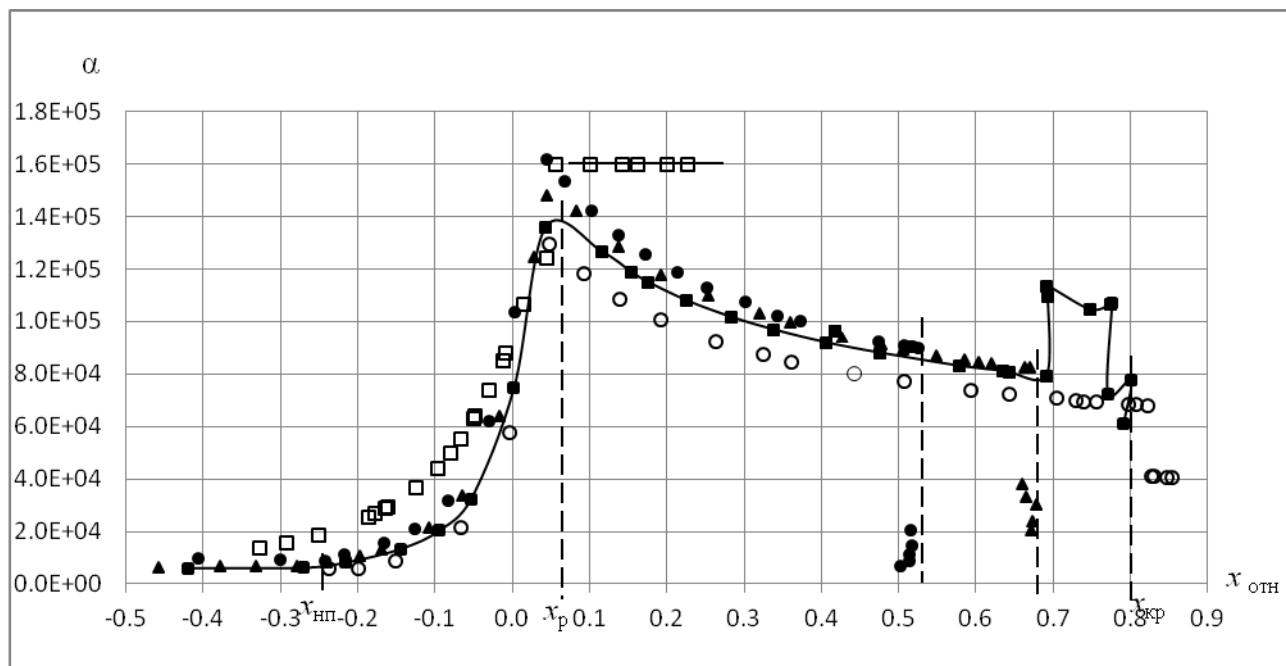


Рис. 1. Теплообмін при кипінні води в трубі: $P = 7$ МПа, $\circ$ – $\rho w = 500$ кг/м²с, $\square$ – 602 кг/м²с, $\triangle$ – 748 кг/м²с, $\bullet$ – 1008 кг/м²с; $\square$ – $P = 16$ МПа, $\rho w = 909$ кг/м²с, $q = 0,67 \cdot 10^6$ Вт/м²

із цим падінням коефіцієнта тепловіддачі. Визначається ця границя в експерименті початком нестійкості температури стінки при майже постійному тепловому потоці. У цій точці, починаючи з деякого моменту, малі збурення теплопідведення або ентальпії на вході робочої ділянки можуть спричиняти значні перегріву стінки. Оскільки такий теплообмін носить нестационарний характер, то визначення критичного значення $\alpha_{кр}(x)$ залежить від прийнятих критеріїв оцінки dT_w/dt при $q \approx \text{const}$ і не завжди буває однозначним. У розрахунках ця точка може бути порівняна зі значенням критичного теплового потоку $q_{кр}$ при $x \approx x_{кр}$ і в першому наближенні може бути обрана як по таблицях з [20], так і за кореляційними співвідношеннями [21].

Експериментально отримані значення локального коефіцієнта тепловіддачі можуть бути описані у вигляді залежності від відносного паровмісту x/x_p , що не порушує виконання граничної умови $\alpha = \alpha_p$ при $x = x_p$

$$\alpha = \frac{q}{T_w - T_s} = \alpha_p \exp \left[n \left(\frac{x}{x_p} - 1 \right) \right] \quad (2)$$

для $x_p \leq x \leq x_{кр}$.

Рівняння (2) не враховує зростання α , що спостерігається в деяких режимах перед кризою теплообміну. Такі режими потребують додаткового дослідження структури двофазного потоку при наближенні кризи теплообміну. Рівноважний паровміст

хр визначається за співвідношенням, яке було отримане раніше в роботі [12] за результатами експериментального дослідження межі області нерівноважного кипіння в парогенеруючому каналі

$$x_p = \frac{4,6(15,4 - \pi)q}{\rho w r} \quad (3)$$

Експериментальні дані, що представлені на рис.3, підтверджують присутність залежності інтенсивності теплообміну від тиску й у співвідношенні (2) цей вплив виражений через коефіцієнт n .

Оцінка коефіцієнта n пов'язана з певними труднощами, які полягають у тім, що його значення є малим по абсолютній величині й так само мало залежить від тиску, як це видно із табл. 2 і рис. 3.

У розглянутій області кипіння вплив тиску зростає з його зменшенням і з зростанням відхилення паровмісту від рівноважного значення. Оскільки зростання тиску в контурі приводить до більш пологого спаду кривих, тобто до ослаблення впливу паровмісту на теплообмін, можна припускати, що при $P \rightarrow P_{кр}$ криві для режимів з $q = \text{var}$ переходять у лінії для режимів з $q = \text{const}$. У діапазоні досліджених тисків відхилення коефіцієнта від середнього значення $\langle n \rangle = -0,097$ становить $\approx 10\%$, тобто перебуває в межах похибки вимірів. Однак, з фізичних міркувань коефіцієнт n повинен прямувати до нуля при тиску $P \rightarrow P_{кр}$. Тому отримані дані можуть бути описані ступеневою функцією

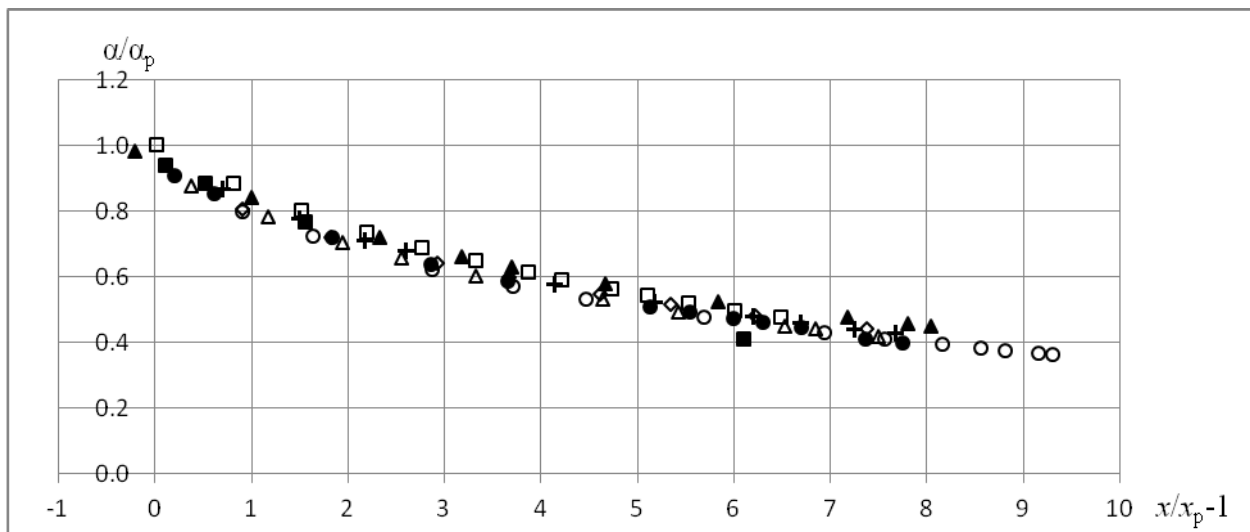


Рис. 2. Теплообмін в області рівноважного кипіння в трубі при зростанні теплового потоку:

$P = 4 \text{ МПа}$; ρw : ■ – 415 кг/м²с, ◇ – 509 кг/м²с; ▲ – 610 кг/м²с; □ – 740 кг/м²с; ○ – 753 кг/м²с;

Δ – 900 кг/м²с; + – 1000 кг/м²с; ● – 1207 кг/м²с

$$n = -0,115(1 - \pi)^{0,25} \quad (4)$$

З урахуванням співвідношень (1),(4) коефіцієнт тепловіддачі в області рівноважного кипіння при $x_p \leq x \leq x_{кр}$ може бути представлений у вигляді

$$\alpha = 1,1 \cdot 10^5 \pi^{-0,22} \exp \left[-0,115(1 - \pi)^{0,25} \left(\frac{x}{x_p} - 1 \right) \right] \quad (5)$$

Рівняння (5) описує коефіцієнт тепловіддачі в вертикальній трубі, що обігривається, діаметром 0,013 м в області зміни параметрів $4 \text{ МПа} \leq P \leq 16 \text{ МПа}$, $120 \text{ кг/м}^2\text{с} \leq \rho w \leq 2000 \text{ кг/м}^2\text{с}$, $0,13 \text{ МВт/м}^2 \leq q \leq 2,59 \text{ МВт/м}^2$.

На рис. 3 показано вплив тиску на теплообмін в області рівноважного кипіння при зростанні теплового потоку, лінії відповідають розрахункам за рівнянням (5), а точки - експериментальним даним. Для практичних розрахунків у діапазоні тисків від 4 МПа до 16 МПа можна приймати коефіцієнт n постійним із середнім значенням $-0,097$.

Для розрахунку коефіцієнта тепловіддачі при кипінні в каналах, що обігриваються, у довіднику [21] для діапазону зміни тиску від 0,1 МПа до 20 МПа пропонується таке рівняння

$$\alpha = \alpha_1 \sqrt{1 + 7 \cdot 10^{-9} \left[\frac{\rho w r}{q} \left(1 + x \left(\frac{\rho'}{\rho''} - 1 \right) \right) \right]^{3/2} \left(0,7 \frac{\alpha_0}{\alpha_1} \right)^2} \quad (6)$$

$$\alpha_0 = 4,34 \left(P^{0,14} + 1,35 \cdot 10^{-2} P^2 \right) q^{0,7}$$

$$\alpha_1 = \sqrt{\alpha_k^2 + (0,7 \alpha_0)^2}$$

де α_k – конвективний коефіцієнт тепловіддачі.

Просте співвідношення для розрахунку тепловіддачі при кипінні запропоноване в роботі [22]

$$\alpha = 3,1 P^{0,25} q^{2/3} \quad \text{при } 0,1 \leq P \leq 8 \text{ МПа} \quad (7)$$

$$\alpha = 0,027 P^{1,33} q^{2/3} \quad \text{при } 8 \leq P \leq 20 \text{ МПа}$$

На рис.4 показане порівняння експериментальних даних (позначки ●) з розрахунками за рівняннями (5), (6) та (7). Для малих значень x співпадіння з результатами розрахунків по (6), для великих значень x результати експериментів ближче до результатів розрахунків по (7). Але спостерігаються різні тенденції зміни коефіцієнта тепловіддачі від паровмісту. Згідно з розрахунком по (6) спостерігається повільне зростання α зі збільшенням x ,

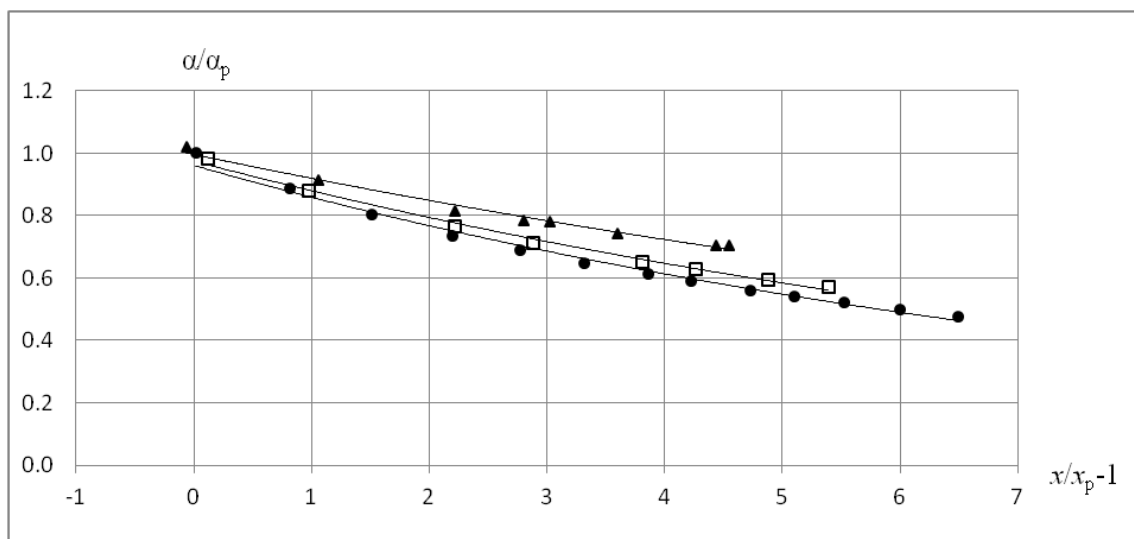


Рис. 3. Вплив тиску на теплообмін в області рівноважного кипіння при зростанні теплового потоку: ● – $P = 4 \text{ МПа}$; □ – 7 МПа ; ▲ – 14 МПа

Табл. 2. Залежність коефіцієнта n від тиску

$1 - \pi$	0.82	0.69	0.56	0.38	0.29
n	-0.105	-0.108	-0.097	-0.091	-0.084

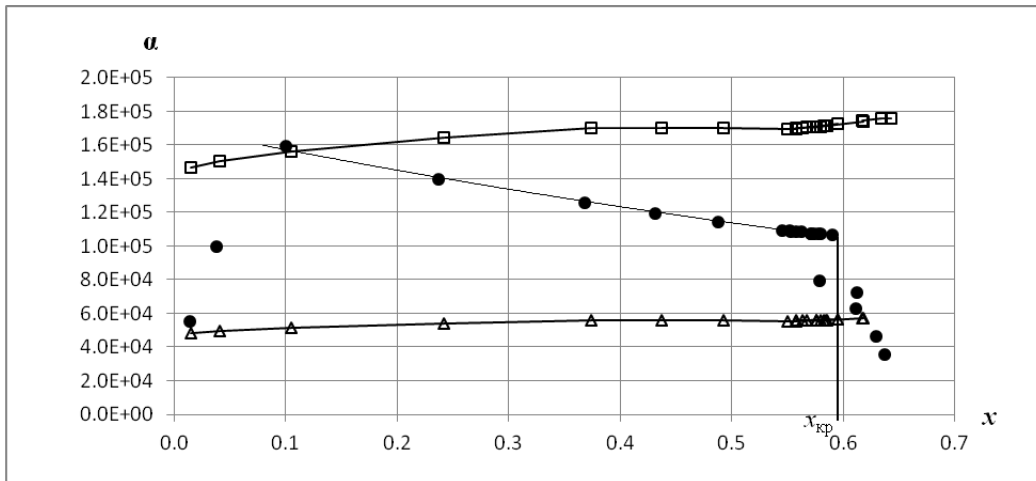


Рис. 4. Порівняння експериментальних даних з розрахунком ($d = 13\text{ мм}$, $P = 16\text{ МПа}$, $\rho w = 508\text{ кг/м}^2\text{с}$): • – експеримент; — розрахунок по (5); □ – розрахунок по (6); Δ – розрахунок по (7)

при розрахунку α по (7) коефіцієнт тепловіддачі майже не змінюється, а при розрахунку по (5) спостерігається повільне зменшення α зі збільшенням x та спів падіння результатів розрахунків з експериментальними даними в області рівноважного кипіння.

Висновки

Проведено вимірювання тепловіддачі при кипінні води у вертикальній трубці, що обігривається діаметром $0,013\text{ м}$, довжиною $2,6\text{ м}$. Дослідження проводилися в діапазоні зміни тиску від 4 МПа до 16 МПа , масової швидкості від $120\text{ кг/м}^2\text{с}$ до $2000\text{ кг/м}^2\text{с}$, теплового потоку від $0,13\text{ МВт/м}^2$ до $2,59\text{ МВт/м}^2$. Досліджувалась область розвинутого кипіння в діапазоні зміни паровмісту від $x_p \leq x \leq x_{кр}$.

Експериментальні дані свідчать, що масова швидкість не спричиняє істотного впливу на коефіцієнт тепловіддачі. Коефіцієнт тепловіддачі зростає зі збільшенням тиску. Отримане співвідношення, що описує залежність коефіцієнта тепловіддачі від параметрів потоку та інтенсивності обігріву. Показано, що в області $x_p \leq x \leq x_{кр}$ коефіцієнт тепловіддачі повільно знижується зі збільшенням паровмісту.

У деяких режимах перед кризою тепловіддачі спостерігається інтенсифікація теплообміну й зростання α . Такі режими характерні для кризи теплообміну другого роду, що пов'язані з висиханням пристінної плівки рідини в дисперсно-кільцевому потоці при високих значеннях паровмісту.

ЛІТЕРАТУРА

1. Gogonin I. I. Heat Transfer in Nucleate Boiling. This book first published. 2023. P.265. A catalogue record for this book is available from the British Library. ISBN (13): 978-1-5275-9030-4. <https://www.cambridgescholars.com/resources/pdfs/978-1-5275-9030-4-sample.pdf>
2. Halon S. , Krolicki Z. , Revellin R. , Zajackowski B. Heat transfer characteristics of flow boiling in a micro channel array with various inlet geometries. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2022. V. 187, 122549. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.122549>
3. Liu H. , Yuan C., Li H., Zheng X., Huang P. Experimental study of R1234yf flow boiling in small tubes at saturation temperature of $5\text{ }^{\circ}\text{C}$ and low mass flux. Applied Thermal Engineering. 2023. V. 229, 120653 <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.120653>
4. Cheng N., Yu S., Xiao J., Peng C-H. Experimental Study of Onset of Nucleate Boiling in Vertical Rectangular Channels with Different Flow Path Heights. Science and Technology of Nuclear Installations. 2022. Article ID 7760569. <https://doi.org/10.1155/2022/7760569>
5. Yan, J., Bi, Q., Liu, Z., Zhua, G., Cai, L. Subcooled flow boiling heat transfer of water in a circular tube under high heat fluxes and high mass fluxes. Fusion Engineering and Design. 2015. 100, P.406–418. <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.07.007>
6. Ganesan V., Patel R., Hartwig J., Mudawar I. Review of databases and correlations for saturated flow boiling heat transfer coefficient for cryogenics in uniformly heated tubes, and development of new consolidated database and universal correlations. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021. V.179. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121656>

7. Schmid D., Verlaat B., Petagna P., Revellin R., Schiffmann J. Heat transfer of flow boiling carbon dioxide in vertical upward direction. *International Journal of Heat and Mass Transfer*. 2022. V. 196, 123246. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123246>
8. Shah M.M. New general correlation for heat transfer during saturated boiling in mini and macro channels. *International Journal of Refrigeration*. 2022. P. 103-116. <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2022.02.019>
9. Schmid D., Verlaat B., Petagna P., Revellin R., Schiffmann J. Flow pattern observations and flow pattern map for adiabatic two-phase flow of carbon dioxide in vertical upward and downward direction. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 2022. 131. 110526. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2021.110526 .
10. Gakal P.G., Gorbenko G.A., Turna R.Y., Reshitov E.R. Heat transfer during subcooled boiling in tubes (a Review). 2019. ISSN 0131–2928. *Journal of Mechanical Engineering*. 2019. V. 22, 1. P. 9-16. DOI: <https://doi.org/10.15407/pmach2019.01.009>
11. Антипов В.Г. Экспериментальное определение границ области неравновесного кипения в парогенерирующем канале. Часть 1. Граница начала парообразования. *Промышленная теплотехника*. 2011. т. 33, № 5. С. 5 - 10.
12. Антипов В.Г. Экспериментальное определение границ области неравновесного кипения в парогенерирующем канале. Часть 2. Граница перехода к равновесному кипению. *Промышленная теплотехника*. 2011. т. 33, № 6. С. 25 - 31.
13. Avramenko A.A., Kovetskaya M.M., Tyrinov A.I. Kovetskaya Yu. Yu. Distinctive features of the use of nanofluids to enhance boiling heat transfer. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2020. V.93, N 1. P.74-82. DOI 10.1007/s10891-020-02092-w.
14. Avramenko A.A., Shevchuk I.V., Abdallah S., Blinov D.G., Harmand S., Tyrinov A.I. Symmetry analysis for film boiling of nanofluids on a vertical plate using a nonlinear approach. *Journal of Molecular Liquids*. 2016. V. 223, P. 156-164. . <https://doi.org/10.1016/j.molliq.2016.08.038>
15. Tyrinov A.I., Avramenko A.A., Basok B.I., Davydenko B.V. Modeling of flows in a microchannel based on the boltzmann lattice equation. *Journal of Engineering Physics and Thermophysics*. 2012. 85, P.65-72. <https://doi.org/10.1007/s10891-012-0621-1>
16. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V. Flow in a curved porous channel with a rectangular cross section. *Journal of Porous Media*. 2007. 11 (3), P. 241–246. DOI:10.1615/JPorMedia.v11.i3.20
17. Avramenko, A.A., Kuznetsov, A.V. Renormalization Group Model of Large-Scale Turbulence in Porous Media. *Transport in Porous Media*. 2006. 63, P. 175–193. <https://doi.org/10.1007/s11242-005-4425-z>
18. Авраменко А. А. Групповые методы в теплофизике. К. : Наукова думка, 2003. 484 с. ISBN 966-00-0018-9
19. Avramenko A.A., Kuznetsov A.V., Nield D.A. Instability of Slip Flow in a Channel Occupied by a Hyperporous Medium. *Journal of Porous Media*. 2007. V.10 (5). P. 435-442. DOI: 10.1615/JPorMedia.v10.i5.20
20. Groeneveld B.C., Leung L.K.H., Kirillov P.L. et al. The 1995 look-up table for critical heat flux in tubes. *Nuclear Engineering and Design*. 1996. 163. P.1-23.
21. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). М.: Энергоатомиздат, 1990. – 360 с.
22. Рассохин Н.Г., Швецов Р.С., Кузьмин А.В. Расчет теплоотдачи при кипении . *Теплоэнергетика*. 1970. № 9. С. 58.

EXPERIMENTAL STUDY OF HEAT EXCHANGE DURING FORCED WATER FLOW IN A VERTICAL STEAM GENERATING CHANNEL

Tyrinov A.I.¹, Antipov V.G., Kovetskaya M.M.²,
Dmitrenko N.P.³, Protsenko I.M.⁴.

Institute of Engineering Thermophysics, National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Kapnist str., Kyiv, 03057

¹Dr Sci. (Engin.) antyrinov@gmail.com ID ORCID:

<https://orcid.org/0000-0003-2454-9113>

²PhD (Engin.) kovetskamargarita@ukr.net ID ORCID:

<https://orcid.org/0000-0002-8455-4689>

³Dr Sci. (Engin.) Dmytrenkonatal@meta.ua. ID ORCID:

<https://orcid.org/0009-0001-2643-3010>

⁴Engin.

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.6>

Measurements of heat transfer during boiling water in a vertical heated pipe with a diameter of 13 mm and a length of 2.6 m were carried out. The studies were carried out in the range of pressure changes from 4 MPa to 16 MPa, mass velocity from 120 kg/m²s to 2000 kg/m²s, heat flow from 0.13 MW/m² to 2.59 MW/m². The region of developed boiling was studied in the range of changes in vapor content from $0 \leq x \leq 1$.

Experimental results show that mass velocity does not have a significant effect on the heat transfer coefficient. With increasing pressure, the heat transfer coefficient increases.

An equation has been obtained that describes the dependence of the heat transfer coefficient on the flow parameters and heating intensity. It is shown that in the region $0 \leq x \leq 1$ the heat transfer coefficient smoothly decreases with increasing vapor content.

An increase in the heat transfer coefficient before the heat transfer crisis is observed in some modes at high values of steam content. Qualitatively, this result is consistent with the experimental results [7] and is explained by an increase in the convective component of the boiling process in the dispersed ring mode when the near-wall liquid film is depleted.

References 22, figures 4.

Keywords: heat exchange, vertical channel, two-phase flow, boiling.

1. Gogonin I. I. Heat Transfer in Nucleate Boiling. This book first published. 2023. P.265. A catalogue record for this book is available from the British Library. ISBN (13): 978-1-5275-9030-4. <https://www.cambridgescholars.com/resources/pdfs/978-1-5275-9030-4-sample.pdf>

2. Halon S. , Krolicki Z. , Revellin R. , Zajackowski B. Heat transfer characteristics of flow boiling in a micro channel array with various inlet geometries. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2022. V. 187, 122549. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.122549>

3. Liu H. , Yuan C., Li H., Zheng X., Huang P. Experimental study of R1234yf flow boiling in small tubes at saturation temperature of 5 °C and low mass flux. Applied Thermal Engineering. 2023. V. 229, 120653 <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2023.120653>

4. Cheng N., Yu S., Xiao J., Peng C-H. Experimental Study of Onset of Nucleate Boiling in Vertical Rectangular Channels with Different Flow Path Heights. Science and Technology of Nuclear Installations. 2022. Article ID 7760569. <https://doi.org/10.1155/2022/7760569>

5. Yan, J., Bi, Q., Liu, Z., Zhua, G., Cai, L. Subcooled flow boiling heat transfer of water in a circular tube under high heat fluxes and high mass fluxes. Fusion Engineering and Design. 2015. 100. P. 406–418. <https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2015.07.007>

6. Ganesan V., Patel R., Hartwig J., Mudawar I. Review of databases and correlations for saturated flow boiling heat transfer coefficient for cryogenics in uniformly heated tubes, and development of new consolidated database and universal correlations. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2021. V.179. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2021.121656>

7. Schmid D., Verlaat B., Petagna P., Revellin R., Schiffmann J. Heat transfer of flow boiling carbon dioxide in vertical upward direction. International Journal of Heat and Mass Transfer. 2022. V. 196. 123246. <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2022.123246>

8. Shah M.M. New general correlation for heat transfer during saturated boiling in mini and macro channels. International Journal of Refrigeration. 2022. P. 103-116. <https://doi.org/10.1016/j.ijrefrig.2022.02.019>

9. Schmid D., Verlaat B., Petagna P., Revellin R., Schiffmann J. Flow pattern observations and flow pattern map for adiabatic two-phase flow of carbon dioxide in vertical upward and downward direction. Exp. Experimental Thermal and Fluid Science. 2022. 131. 110526. doi: 10.1016/j.expthermflusci.2021.110526 .

10. Gakal P.G., Gorbenko G.A., Turna R.Y., Reshitov E.R. Heat transfer during subcooled boiling in tubes (a Review). 2019. ISSN 0131–2928. Journal of Mechanical Engineering. 2019. V. 22, 1. P. 9-16. DOI: <https://doi.org/10.15407/jpmach2019.01.009>

11. *Antipov V.G.* Experimentalnoe opredelenie granitz oblasti neravnovesnogo kipeniya v parogeneruyuchem kanale. Part 1. Granitsa nachala paroobrazovaniya. [Experimental determination of the boundaries of the nonequilibrium boiling region in a steam-generating channel. Part 1. Boundary of the beginning of vaporization.]. Industrial heat engineering. 2011. т. 33, № 5. P. 5 – 10. (Russ).
12. *Antipov V.G.* Experimentalnoe opredelenie granitz oblasti neravnovesnogo kipeniya v parogeneruyuchem kanale. Part 2. Granitsa perehoda k ravnovesnomu kipeniyu. [Experimental determination of the boundaries of the nonequilibrium boiling region in a steam-generating channel. Part 2. The boundary of transition to equilibrium boiling.]. Industrial heat engineering. 2011. т. 33, № 6. P. 25 – 31. (Russ)
13. *Avramenko A.A., Kovetskaya M.M., Tyrinov A.I. Kovetskaya Yu. Yu.* Distinctive features of the use of nanofluids to enhance boiling heat transfer. Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 2020. V.93,N 1. P.74–82. DOI 10.1007/s10891-020-02092-w.
14. *Avramenko A.A., Shevchuk I.V., Abdallah S., Blinov D.G., Harmand S., Tyrinov A.I.* Symmetry analysis for film boiling of nanofluids on a vertical plate using a nonlinear approach. Journal of Molecular Liquids. 2016. V. 223, P. 156-164. . <https://doi.org/10.1016/j.molliq.2016.08.038>
15. *Tyrinov A.I., Avramenko A.A., Basok B.I., Davydenko B.V.* Modeling of flows in a microchannel based on the boltzmann lattice equation. Journal of Engineering Physics and Thermophysics. 2012. 85, P.65-72. <https://doi.org/10.1007/s10891-012-0621-1>
16. *Avramenko A.A., Kuznetsov A.V.* Flow in a curved porous channel with a rectangular cross section. Journal of Porous Media. 2007. 11 (3), P. 241–246. DOI:10.1615/JPorMedia.v11.i3.20
17. *Avramenko, A.A., Kuznetsov, A.V.* Renormalization Group Model of Large-Scale Turbulence in Porous Media. Transport in Porous Media. 2006. 63, P. 175–193. <https://doi.org/10.1007/s11242-005-4425-z>
18. *Avramenko A.A.* Gruppovye metody v teplofizike. [Group methods in thermophysics] K. : Naukova dumka, 2003. 484 с. ISBN 966-00-0018-9 (Russ).
19. *Avramenko A.A., Kuznetsov A.V., Nield D.A.* Instability of Slip Flow in a Channel Occupied by a Hyperporous Medium. Journal of Porous Media. 2007. V.10 (5). P. 435-442. DOI: 10.1615/JPorMedia.v10.i5.20
20. *Groeneveld B.C., Leung L.K.H., Kirillov P.L. et al.* The 1995 look-up table for critical heat flux in tubes. Nuclear Engineering and Design. 1996. 163. p.1-23.
21. *Kirilov P.L., Yurev Yu.S., Bovkov V.P.* Spravochnik po teplogidravlicheskim raschetam (yadernue reaktory, teploobmenniki, parogeneratory) [Handbook of thermal-hydraulic calculations (nuclear reactors, heat exchangers, steam generators)]. M.: Energoatomizdat, 1990. – 360 p. (Russ)
22. *Rassohin N.G., Shevtsov R.S., Rezmin A.V.* Raschet teplootdachi pri kipenii [Calculation of heat transfer during boiling]. Thermal power engineering. 1970. № 9. P. 58. (Russ)

Отримано 25.03.2024

Received 25.03.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 661.72

ОСОБЛИВОСТІ ПОПЕРЕДНЬОЇ ПІДГОТОВКИ СОЛОМИ ПШЕНИЧНОЇ ДО ГІДРОЛІЗУ

Булій Ю.В.¹, канд. техн. наук, Сидоренко В.В.², канд. техн. наук¹доцент, Національний університет харчових технологій, Україна, 01601, м. Київ, вул. Володимирська, 68, e-mail: yvbulyi@gmail.com, ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1905-3706>²ст. дослідник, с.н.с, Інститут технічної теплофізики НАН України, Україна, 03057 м. Київ, вул. Марії Капніст (Желябова), 2а. e-mail: V.V.Sydorenko@nas.gov.ua, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7735-7719><https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.7>

В роботі наведено результати застосування різних способів проведення лужної попередньої підготовки лігноцелюлозної сировини (соломи пшеничної) до гідролізу в технології отримання паливного етанолу. Розглядали обробку в автоклаві та в роторно-пульсаційному апараті. Ефект обробки визначали за кількістю видаленого з сировини лігніну. Параметрами варіювання були тривалість обробки, концентрація луку та температура процесу.

The paper presents the results of the application of various methods of alkaline pretreatment of lignocellulosic feedstock (wheat straw) for hydrolysis in the technology of obtaining fuel ethanol. Processing in an autoclave and by rotor-pulsation apparatus was considered. The treatment effect was determined by the amount of lignin removed from the raw material. The parameters of variation were the treatment duration, alkali concentration, and process temperature.

Бібліографія 19, рис. 4.

Ключові слова: паливний етанол, попередня підготовка, лігнін, лук, роторно-пульсаційний апарат, автоклав.

Вступ

Отримання біоетанолу з лігноцелюлозної біомаси, порівняно з цукро- або крохмалевмісною сировиною, є більш витратним [1]. Досвід низки виробництв, зокрема, гідролізного, свідчить про те, що рентабельність обробки органічної біомаси може бути досягнута лише її глибокою комплексною переробкою з отриманням продуктів, вартість яких перевищує вартість вихідної лігноцелюлозної сировини, як палива.

Одним із етапів комплексної обробки рослинної сировини є відокремлення лігніну та геміцелюлози від лігноцелюлозного комплексу з подальшим отриманням з нього цінних хімічних продуктів чи палива. Цей етап є невід'ємною частиною попередньої підготовки сировини до гідролізу, проте є найбільш енерговитратним в процесі отримання паливного етанолу [2], та має на меті зруйнувати стійку структури целюлозної біомаси, зробити целюлозу більш доступною для ферментів, які перетворюють вуглеводні полімери в цукри, що ферментуються [3]. Високі енерговитрати попередньої підготовки сировини до гідролізу обумовлені тим, що цей процес відбувається за підвищених температур та тиску [4].

Результатом етапу гідролізу, що включає попередню підготовку та безпосередньо гідроліз, є отримання гідролізату з необхідною концентрацією відновних

цукрів, який подається до етапу зброджування. На етапі попередньої підготовки відбувається виділення целюлози, лігніну, фурфуролу та геміцелюлоз.

Нижче наведено приклади основних способів попередньої підготовки рослинної біомаси до гідролізу. Докладніше див. [5].

Попередня підготовка розчиненою сірчаною кислотою.

Кислоти можуть гідролізувати геміцелюлозу в лігноцелюлозних матеріалах. Рослинну сировину обробляють кислотою та високою температурою для розриву міцних хімічних зв'язків та безпосереднього вивільнення ксилози.

Геміцелюлоза може розщеплюватися для оголення целюлози, що безпосередньо призводить до подальшої її деградації ферментами з утворенням мономерних цукрів, таких як глюкоза. Так, при обробці соломи пшеничної 2%-м розчином сірчаної кислоти за температури 121°C протягом години було видалено 78,54% геміцелюлоз та 10,6% лігніну. Збільшення концентрації кислоти вдвічі призвело до збільшення виходу геміцелюлоз на 11%, та лігніну на 11,9%

Попередня підготовка лугами

На відміну від попередньої обробки кислотою, попередня обробка лугом може ефективно виводити лігнін з рослинних тканин, що призводить до високої делігніфікації.

Лігнін забезпечує міцність стебел і листків та, крім того, механічну силу натягу, захищає від інфікування. Окрім того лігнін є водонепроникним. Наявність лігніну є основною перешкодами для ефективного використання лігноцелюлозної біомаси. Отже, для посилення засвоюваності ферментів необхідно видаляти лігнін із сировини.

Обробка соломи пшеничної 2%-м розчином гідроксиду натрію за температури 121°C протягом години було видалено 31,11% геміцелюлоз та 84,34% лігніну. Збільшення концентрації лугу до 4% призвело до збільшення виходу геміцелюлоз на 34,6% та лігніну на 5,4%.

В дослідженні [6] було проведено порівняння попередньої обробки соломи пшеничної розведеною сірчаною кислотою, соляною кислотою, азотною кислотою та розчином гідроксиду калію (1%) за наступних умов: температура $130 \pm 3^\circ\text{C}$, тиск – 0,3 МПа, час обробки – 1 год, з наступним ферментативним гідролізом протягом 24 год та подальшою ферментацією протягом тижня. Автори стверджують, що найбільший вихід етанолу досягається лужною обробкою з попереднім промиванням сировини дистильованою водою та складає 57,7% (гідроліз) та 76,3% (ферментація), що в сумі є найефективнішим серед всіх методів.

Інші методи попередньої обробки наразі є менш розповсюдженими.

Амонійні методи попередньої підготовки

Попередня підготовка замочуванням у водному розчині аміаку (SAA).

Замочування кукурудзяної соломи у водному розчині аміаку (15% концентрації NH_3) при 60°C протягом 12 годин призвело до 62% видалення лігніну та 15% геміцелюлози.

Ammonia recycled percolation (ARP), передбачає обробку біомаси з використанням водних розчинів аміаку в проточному перколяційному реакторі.

Оптимальними умовами для попередньої обробки ARP суміші кукурудзяних качанів та соломи (CCSM) є водний розчин аміаку (концентрація 10%) зі швидкістю потоку 1 мл/хв., нагрітий до 170°C протягом 15–60 хв., що призвело до 74–80% видалення лігніну та 50–56% видалення геміцелюлоз. Більш детально по амонійним методам див. [7].

Органосольвентна попередня обробка

Органосольвентну попередню підготовку проводять з використанням ряду органічних або водно-органічних розчинників з додаванням або без додавання каталізатора (кислоти, основи або солі). Ця суміш част-

ково гідролізує лігнінові та лігніновуглеводні зв'язки, в результаті чого утворюється твердий залишок, що складається переважно з целюлози та деякої кількості геміцелюлози. В роботі [8] в якості сольвентів для попередньої підготовки соломи пшеничної було використано етанол, метанол, ацетон, бутанол та діетилен гліколь (50% об.) із додаванням сірчаної кислоти, як каталізатора (23 ммоль/л). Температура реакції складала 160 °C та 180 °C, обробку проводили протягом 20 та 40 хв.

Вихід лігніну склав від 32% (метанол, 160 °C, 20 хв.) до 78% (ацетон, 180°C, 40хв.).

Автори [9] використовували в якості сольвентів оцтову кислоту (23,6%) та перекис водню (6,42%) в 2%-му розчині сірчаної кислоти.

В результаті попередньої підготовки за температури 120°C протягом 120 хв. та гідромодулі 1:10 ступінь делігніфікації склав 92,2%. Підвищення температури до 130°C, часу обробки до 150 хв та зменшення гідромодуля до 1:5 збільшило вихід лігніну до 93%.

Як бачимо, у лужному середовищі ефективніше протікають процеси деструкції та екстракції лігніну, а в кислому — процеси деполімеризації полісахаридів [10]. Лужна обробка більш ефективна для сільськогосподарських відходів і трав, ніж для деревних матеріалів [11]. При лужних методах попередньої обробки в порівнянні з розбавленими кислотними гідроліз протікає в більш м'яких умовах, розпад цукру мінімальний, тому інгібітори ферментів (фурфурол і гідроксиметилфурфурол) утворюються в менших кількостях.

Одним із способів покращити попередню лужну обробку є використання інших хімікатів із лугом, таких як етанол [12], перекис водню [9, 13], антрахінон [14] та інші.

Удосконалення технології попередньої підготовки до гідролізу полягає не тільки в застосуванні фізико-хімічних методів. Так авторами патенту [15] було запропоновано спосіб отримання целюлози шляхом виділення лігніну, який передбачає зокрема, варку целюлозовмісного матеріалу в лужному розчині в поєднанні з термомеханохімічною активацією целюлозовмісного матеріалу за допомогою вальцевої плющилки, ножової дробарки, дискового млина та їх комбінації. Варку однорічної рослинної сировини здійснювали в розчині лугу концентрацією 0,7 мас.% зі співвідношенням води та соломи 1:15 із додаванням перекису водню 0,25 мас.% та ПАР з концентрацією 0,1 мас.%. Температура варочного розчину складала

100°C, час варіння складав 35 хв. Найбільший вихід лігніну було отримано при обробці соломи люцерни при послідовному поєднанні двох молоткових дробарок і склав 46,6 %.

Застосування екструдера для попередньої обробки пшеничної соломи в лужному розчині з подальшою екстракцією вивчалось в роботі [16].

Визначено, що попередня обробка пшеничної соломи в одношнековому екструдері за температури 155°C протягом 3 хв та концентрації гідроксиду натрію 1% призводить до виділення 6,1% лігніну. Збільшення концентрації гідроксиду натрію до 6% призводить до виділення 8,7% лігніну. Подальша екстракція пшеничної соломи в 0,86%-му розчині гідроксиду натрію за температури 80°C протягом 180 хв. призвела до виділення 70% лігніну.

Прикладом обладнання, що істотно інтенсифікує тепло та масообмін в рідких багатокомпонентних середовищах є роторно-пульсаційні апарати, що є ефективними пристроями в технологіях, пов'язаних з перемішуванням, гомогенізацією, диспергуванням тощо [17].

Метою даної роботи було порівняння впливу температури, концентрації лугу та часу обробки лужних розчинів соломи пшеничної в роторно-пульсаційному

апараті (далі РПА) та автоклавування на процес видалення лігніну протягом попередньої підготовки сировини до гідролізу.

Матеріали і методи

Сировина

Сировиною була солома пшенична, зібрана в серпні 2020 року в Київській області України.

Перед проведенням досліджень солому було попередньо грубо подрібнено на січкарні електричній “Розумниця” до фракції 1 см. Отриману січку було подрібнено на дезінтеграторі ДЗ 300-2. Основна фракція частинок сировини після просіювання склала 100...400 мікрон.

Роторно-пульсаційний апарат

Дослідження проводилися на установці, гідравлічну схему якої представлено на рис. 1.

Приймальна ємність 1 об'ємом 50 л призначена для розміщення суміші сировини та лужного розчину під час переробки. Ємність 1 через вхідний патрубок підключена до РПА.

Ємність 2 для сировини призначений для завантаження пшеничної соломи. Подача вихідної сировини регулюється кульовим клапаном 10.

Ємність для сировини через вхідний патрубок з'єднується з РПА. РПА 3 призначений для попередньої обробки суміші пшеничної соломи та лужного розчину. РПА складається з корпусу, статора (внутрішній радіус 85,85 мм; зовнішній радіус 97,85 мм; ширина 44,5 мм; 24 отвори діаметром 14,3 мм) і ротора (внутрішній радіус 67,5 мм; зовнішній радіус 85,25 мм; ширина 44 мм). Ширина зазору між статором і ротором становить 0,6 мм. Вихідний патрубок РПА з'єднується з верхньою частиною резервуара 1 за допомогою двох трубопроводів через кутовий шар-кран 8 і шар-кран 9. Манометр 11 підключений до вихідного патрубку РПА. Обертальний рух від валу двигуна через муфту 6 передається на вал РПА, який розташований на консолі разом із підшипниковим вузлом 5. Сальниковий вузол 4 призначено для забезпечення герметичності РПА під час роботи. Дефлегматор 7 призначений для запобігання зміни співвідношення компонентів лужного розчину під час обробки. Блок керування 12 є окремим стаціонарним блоком, з якого відбувається дистанційне керування установкою. Блок оснащений вхідним автоматом, частотним перетворювачем, амперметром, лічильником електроенергії. Мінімальний об'єм рідини для обробки в установці становить 10 л.

Виділення лігніну проводили наступним чином. Наважку соломи в кількості, визначеній умовами експерименту, замочували у двох літрах водопровідної води.

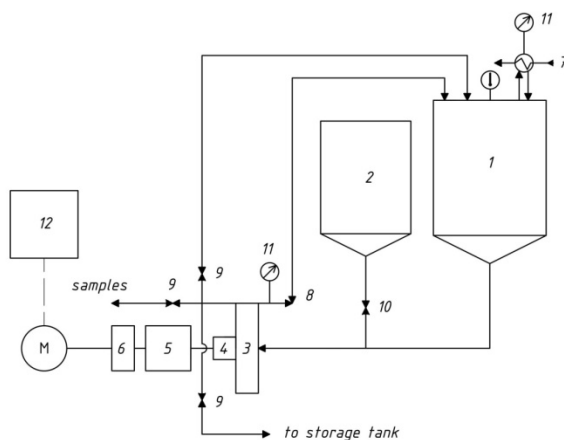


Рис. 1. Принципова гідравлічна схема експериментальної установки:

1 – приймальна ємність; 2 – ємність для сировини; 3 – РПА; 4 – сальниковий вузол;

5 – підшипниковий вузол; 6 – муфта;

7 – дефлегматор; 8 – шар-кран кутовий;

9 – шар-кран ½"; 10 – шар-кран 1"; 11 – манометр;

12 – блок управління

Решту води змішували з гідроксидом натрію, в кількості, передбаченій умовами експерименту та нагрівали до температури, передбаченої умовами експерименту. Отриманим розчином заповнювали приймальну ємність та РПА. Встановлювали необхідну частоту обертання ротора. Під час процесу відбирали проби суспензії через регулярні проміжки часу.

Визначення вмісту лігніну

Визначення кислотонерозчинного та кислоторозчинного лігніну відбувалось у відповідності до стандарту “Визначення структурних карбогідратів та лігніну в біомасі” (Determination of Structural Carbohydrates and Lignin in Biomass) Національної лабораторії відновлювальних джерел енергії Міністерства енергетики США (National Renewable Energy Laboratory of the U.S. Department of Energy) після вилучення водото- спирторозчинних речовин в біомасі. Кислотонерозчинний лігнін визначали, згідно з методикою, шляхом вилучення з розчину сірчаної кислоти з подальшою фільтрацією, висушуванням в муфельній печі та зважуванням на аналітичних вагах.

Кислоторозчинний лігнін визначали з фільтрату, що залишився після вилучення кислотонерозчинного лігніну шляхом вимірювання оптичної густини. Оптична густина проб, що відбирались на фотометрування для визначення кислоторозчинного лігніну, згідно методики, доводилась до 0,7. Оптичну густину отриманого розчину в кюветі з товщиною шару розчину 1 см при довжині хвилі 278 нм. вимірювали тричі на спектрофотометрі УФ-видимої області.

Результати.

В більшості робіт, присвячених лужній попередній підготовці рослинної сировини до гідролізу, найбільша

увага приділяється наступним параметрам процесу: концентрації лугу, температурі процесу та його тривалості. Зокрема, в роботі [17] визначався вплив цих трьох параметрів на делігніфікацію кукурудзяної соломи. Приведені в роботі результати статистичного аналізу вказують на те, що серед змінних, які мають статистично значущий вплив на видалення лігніну з кукурудзяної соломи (три ефекти першого порядку, три ефекти другого порядку та один ефект взаємодії), концентрація гідроксиду натрію мала найбільш значний вплив, що вказує на найвищу чутливість вмісту лігніну до концентрації лугу.

Враховуючи значимість цих трьох параметрів в ході роботи визначали залежність видалення лігніну від концентрації лугу, температури та тривалості обробки. Початковий вміст лігніну в сировині складав 17,1% від загальної кількості твердих речовин.

Рисунок 2 демонструє залежності вмісту лігніну відносно загальної кількості сухої речовини в зразках після попередньої підготовки від концентрації лугу в діапазоні від 0,5 до 4 %мас.

Інші умови залишались незмінними, а саме - температура процесу становила 90 та 121 °C для автоклавування та 90 °C для обробки. Тривалість процесу становила 60 хв. З рисунку видно, що підвищення концентрації лугу у визначеному діапазоні призводить до збільшення виходу лігніну, що узгоджується з роботами інших авторів. В основі ефекту лежить те, що луг розщеплює гідролізуючі зв'язки в лігніні та глікозидні зв'язки полісахаридів, що викликає зниження ступеня полімеризації та кристалічності, набухання волокон, а також порушення структури лігніну [11]. Крім того, лужне омилення ацетилових і уронових ефірних зв'язків також покращує ферментативну доступність полісахаридів [18]. Додавання комплексу фізичних ефектів обробки, а саме знакозмінних імпульсів тиску, високої турбулентності, високих зсувних напружень в міжциліндровому зазорі та локальних стрибків температури прискорює вивільнення лігніну порівняно з автоклавуванням для всього визначеного діапазону концентрацій лугу. Визначено, що підвищення концентрації лугу з 0,5 до 4 % мас. зменшує вміст лігніну в зразку до 4,17 % від загальної кількості твердих речовин для автоклавування при 90 °C, при 121 °C кількість вміст лігніну зменшується до 2,98%. Обробка за температури 90 °C зменшує вміст лігніну до 3,15%.

Вплив тривалості попередньої підготовки соломи пшеничної до гідролізу зображено на рис. 3.

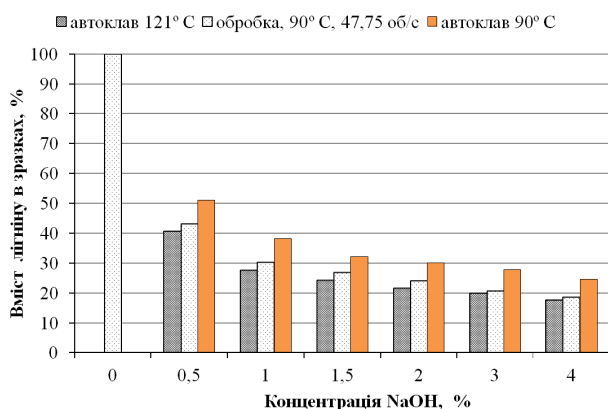


Рис. 2. Залежність вмісту лігніну в зразках після попередньої підготовки від концентрації лугу

Тривалість обробки варіювалася від 10 до 120 хв. Концентрація луку становила 4%. Проби відбирали кожні 10 хвилин. Найбільша швидкість делігніфікації спостерігається протягом перших 30 хв. як для автоклавування, так і для обробки. Мінімальний вміст лігніну в зразку становив 4,12% від початкового вмісту для автоклавування при 90 °С протягом 60 хв., при 121 °С мінімальний вміст лігніну в зразку спостерігався на 60 хв. і становив 3,15%. Максимальне виділення лігніну в зразку в результаті обробки становило 2,98 % за 120 хв.

Через годину обробки екстракція лігніну сповільнюється, а при автоклавуванні спостерігається навіть збільшення вмісту лігніну в пробах. Цю обставину можна пояснити можливою реакцією конденсації лігніну (див. нижче). Загалом, за винятком обробки, тривалість попередньої обробки є менш значущим фактором для вивільнення лігніну. З рисунка можна зробити висновок, що попередню підготовку рослинної сировини до гідролізу необхідно обмежити 60 хв.

На рисунку 4 зображено вплив температури попередньої підготовки соломи пшеничної для наступних умов: концентрація луку – 4%, тривалість процесу – 60 хв. Підвищення температури прискорює делігніфікацію. З рисунку видно що найбільш ефективно лігнін видаляється в температурному діапазоні 80-121°C. Мінімальний вміст лігніну в зразку для автоклавування склав 2,98 % при 121 °С. Для обробки максимальне значення видаленого лігніну склало 3,15 % при 90 °С.

З літератури відомо, що підвищення температури вище максимальної, розглянутої в цій статті, небажано. Жорсткіші умови попередньої підготовки можуть призвести до реакцій конденсації лігніну, які утворюють вуглець-вуглецеві зв'язки між субодинаціями лігніну, тим самим обмежуючи його видалення та, як наслідок, зменшуючи конверсію глюкану/ксилану [19]. Макси-

мальна температура обробки в апараті становила 90°C, оскільки обробка водних дисперсій в апараті обмежена температурою 96°C.

ЛІТЕРАТУРА:

1. Cheng M.H., Huang H., Dien and V. Singh V. (2019), Biofuels Bioproducts and Biorefining, 13, pp. 723-739. <https://doi.org/10.1002/bbb.1976>
2. Tsegaye B., Balomajumder C. and Roy P. (2017), Alkali pretreatment of wheat straw followed by microbial hydrolysis for bioethanol production, Environmental Technology, 1–9, pp. 1203-1211. <https://doi.org/10.1080/09593330.2017.1418911>
3. Xu Z., Huang F. (2014), Pretreatment Methods for Bioethanol Production, Applied Biochemistry and Biotechnology, 174, pp. 43-62. <https://doi.org/10.1007/s12010-014-1015-y>
4. Aftab M. N., Iqbal I., Riaz F., Karadag A. and Tabatabaei M. (2019), Different Pretreatment Methods of Lignocellulosic Biomass for Use in Biofuel Production, in A. E. Abomohra (ed.), Biomass for Bioenergy - Recent Trends and Future Challenges, IntechOpen, London. <https://doi.org/10.5772/intechopen.84995>
5. Zheng Q., Zhou T., Wang Y. et al. (2018), Pretreatment of wheat straw leads to structural changes and improved enzymatic hydrolysis, Scientific Reports, 8, p. 1321. <https://doi.org/10.1038/s41598-018-19517-5>
6. Tutt M., Kikas T., and Olt J. (2012), Influence of different pretreatment methods on bioethanol production from wheat straw, Agronomy Research, special issue 1, pp. 269-276. <https://agronomy.emu.ee/category/volume-10-2012/special-issue-i-volume-10-2012/>

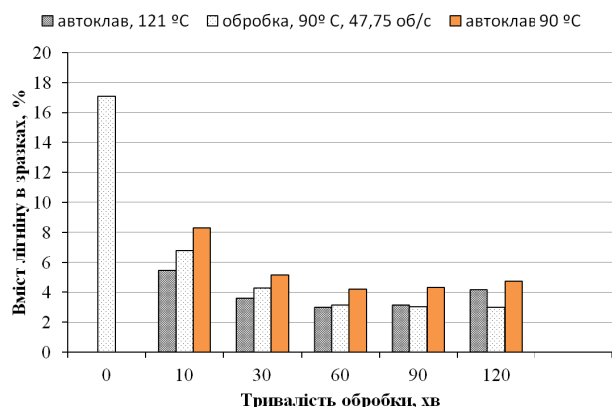


Рис. 3. Залежність вмісту лігніну в зразках від тривалості процесу попередньої підготовки

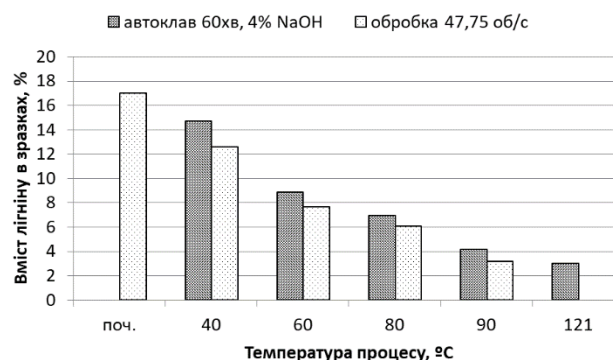


Рис. 4. Залежність ступеню видалення лігніну від температури процесу

7. Zhao C., Shao Q., P. S. Chundawat S. (2019), Recent Advances on Ammonia-based Pretreatments of Lignocellulosic Biomass. *Bioresource Technology*, 298, p. 122446. <https://doi.org/10.1016/j.biortech.2019.122446>
8. Salapa I., Katsimpouras C., Topakas E. et al. (2017), Organosolv pretreatment of wheat straw for efficient ethanol production using various solvents, *Biomass and Bioenergy*, 100, pp. 10–16. <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2017.03.011>
9. Кузнецов Б.Н., Данилов В.Р., Судакова И.Т. (2009), Делигнификация соломы пшеницы смесью уксусной кислоты и перекиси водорода в присутствии сернокислого катализатора, *Химия растительного сырья*, № 4, С. 39-44.
<https://cyberleninka.ru/article/n/delignifikatsiya-solomy-pshenitsy-smesyu-uksusnoy-kisloty-i-peroksida-vodoroda-v-prisutstvii-ternokislotnogo-katalizatora>
10. Galbe M., Zacchi G. A review of the production of ethanol from softwood, *Applied Microbiology and Biotechnology*, 59 (6), pp. 618–628. <https://doi.org/10.1007/s00253-002-1058-9>
11. Hsu A. (1996), Pretreatment of Biomass, in “Handbook on Bio-ethanol: Production and Utilization”, edited by C. E. Wyman, Taylor & Francis, New York. <https://doi.org/10.1201/9780203752456>
12. Mahdawi S., Habibi M., Kermayyan H. (2006), Investigation Of Properties Of Ethanol-Alkali, Kraft And Soda Pulps Prepared From Wheat Straw, *Iranian Journal of Wood and Paper Research*, 21 (2 (25)), pp. 105-114.
<https://www.sid.ir/en/Journal/ViewPaper.aspx?ID=107886>
13. Nagieb Z., Abd El-Sayed E., El-Sahawi M., Khalil E.M. (2000), Hydrogen peroxide alkaline pulping of bagasse, *IPPTA: Quarterly Journal of the Indian Pulp and Paper Technical Association*, 12, pp. 23-34.
<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0034233234&partnerID=MN8TOARS>
14. Feng Z.N., Alen R.J. (2001), Soda-AQ pulping of wheat straw, *Appita Journal*, 54, pp. 217-220
15. Deberdeev T.R., Garaeva M.R., Fadeeva K.S., Yakovlev I.D., Deberdeev R.Ya, Russia Patent No RU.2677063, 2019 <https://patents.google.com/patent/RU2677063C1/ru>
16. Stankovska M., Fiserova M., Gigac Yu., and Pazitny A. (2018), Effect of alkaline extrusion pretreatment of wheat straw on filtrate composition and enzymatic hydrolysis, *Cellulose Chem. Technol.*, 52(9-10), pp. 815-822. [https://www.cellulosechemtechnol.ro/pdf/CCT9-10\(2018\)/p.815-822.pdf](https://www.cellulosechemtechnol.ro/pdf/CCT9-10(2018)/p.815-822.pdf)
17. Chen Y., Stevens M.A., Zhu Y. et al. Understanding of alkaline pretreatment parameters for corn stover enzymatic saccharification. *Biotechnology for Biofuels and Bioproducts*. 2013. T. 6. C. 1–10.
<https://doi.org/10.1186/1754-6834-6-8>
18. Zhang YH, Lynd LR. Toward an aggregated understanding of enzymatic hydrolysis of cellulose: noncomplexed cellulase systems. *Biotechnology and Bioengineering*. 2004. 88. pp. 797–824. <https://doi.org/10.1002/bit.20282>
19. Pan X., Zhang X., Gregg D.J., et al. Enhanced enzymatic hydrolysis of steam-exploded Douglas fir wood by alkali-oxygen post-treatment. *Applied Biochemistry and Biotechnology*. 2004. vol. 115. pp.1103–1114. <https://doi.org/10.1385/abab:115:1-3:1103>

FEATURES OF THE PRETREATMENT OF WHEAT STRAW FOR HYDROLYSIS

Bulii Yu.V.¹, Sydorenko V. V.²

¹PhD (Engin.), National University of Food Technologies, 68, Volodymyrska str., Kyiv-33, 01601, Ukraine, ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-1905-3706>, e-mail: yvbuliy@gmail.com

²PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7735-7719>, e-mail: V.V.Sydorenko@nas.gov.ua

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.7>

One of the stages of the complex processing of plant raw materials is the separation of lignin and hemicellulose from the lignocellulosic complex, followed by obtaining valuable chemical products or fuel from it.

This stage is an integral part of the pretreatment of raw materials for hydrolysis. But this stage is the most energy-consuming of the fuel ethanol obtaining, and aims to destroy the stable structure of cellulosic biomass and make cellulose more accessible to enzymes that convert carbohydrate polymers into fermentable sugars.

High energy costs of pretreatment of raw materials for hydrolysis are because this process takes place at high temperatures and pressure.

The work aimed to compare the effect of temperature, alkali concentration, and treatment duration of alkaline solutions of wheat straw by two methods of alkaline pretreatment on the process of lignin removal during preparing of raw materials for hydrolysis.

It was determined that increasing the alkali concentration from 0.5 to 4% reduces the lignin content in the sample to 4.17% of the total amount of solids for autoclaving at 90 °C, at 121 °C the amount of lignin content decreases to 2.98%. Processing at a temperature of 90 °C reduces the lignin content to 3.15%.

The processing duration of affected the process of pretreatment as follows. The minimum lignin content in the sample for autoclaving at 90 °C for 60 min of treatment was 4.12% of the initial one. The minimum lignin content in the sample at 121 °C was observed for one hour and made

up 3.15%. Processing in a rotor-pulsation apparatus leads to a lignin content in the sample of up to 2.98% in 120 minutes.

The lignin is the most effectively removed in the temperature range of 80-121°C. The minimum lignin content in the sample for autoclaving was 2.98% at 121 °C. For processing, the maximum value of removed lignin was 3.15% at 90 °C.

References 19, figures 4.

Keywords: fuel ethanol, pretreatment, lignin, alkali, rotor-pulsation apparatus, autoclave.

1. Cheng M.H., Huang H., Dien and V. Singh V. (2019), Biofuels Bioproducts and Biorefining, 13, pp. 723-739. <https://doi.org/10.1002/bbb.1976>

2. Tsegaye B., Balomajumder C. and Roy P. (2017), Alkali pretreatment of wheat straw followed by microbial hydrolysis for bioethanol production, Environmental Technology, 1–9, pp. 1203-1211. <https://doi.org/10.1080/09593330.2017.1418911>

3. Xu Z., Huang F. (2014), Pretreatment Methods for Bioethanol Production, Applied Biochemistry and Biotechnology, 174, pp. 43-62.

<https://doi.org/10.1007/s12010-014-1015-y>

4. Aftab M. N., Iqbal I., Riaz F., Karadag A. and Tabatabaei M. (2019), Different Pretreatment Methods of Lignocellulosic Biomass for Use in Biofuel Production, in A. E. Abomohra (ed.), Biomass for Bioenergy - Recent Trends and Future Challenges, IntechOpen, London. <https://doi.org/10.5772/intechopen.84995>

5. Zheng Q., Zhou T., Wang Y. et al. (2018), Pretreatment of wheat straw leads to structural changes and improved enzymatic hydrolysis, Scientific Reports, 8, p. 1321. <https://doi.org/10.1038/s41598-018-19517-5>

6. Tutt M., Kikas T., and Olt J. (2012), Influence of different pretreatment methods on bioethanol production from wheat straw, Agronomy Research, special issue 1, pp. 269-276. <https://agronomy.emu.ee/category/volume-10-2012/special-issue-i-volume-10-2012/>

7. Zhao C., Shao Q., P. S. Chundawat S. (2019), Recent Advances on Ammonia-based Pretreatments of Lignocellulosic Biomass. Bioresource Technology, 298, p. 122446. <https://doi.org/10.1016/j.biortech.2019.122446>

8. Salapa I., Katsimpouras C., Topakas E. et al. (2017), Organosolv pretreatment of wheat straw for efficient ethanol production using various solvents, Biomass and Bioenergy, 100, pp. 10–16. <https://doi.org/10.1016/j.biombioe.2017.03.011>

9. Kuznetsov B.N., Danilov V.N., Sudakova I.T. (2009), Delignification of wheat straw with a mixture of acetic acid and hydrogen peroxide in the presence of a sulfuric acid catalyst, *Himiya rastitelnogo syrya*, 4, pp. 39-44. (in Rus.)
<https://cyberleninka.ru/article/n/delignifikatsiya-solomy-pshenitsy-smesyu-uksusnoy-kisloty-i-peroksida-vodoroda-v-prisutstvii-ternokislotnogo-katalizatora>
10. Galbe M., Zacchi G. A review of the production of ethanol from softwood, *Applied Microbiology and Biotechnology*, 59 (6), pp. 618–628. <https://doi.org/10.1007/s00253-002-1058-9>
11. Hsu A. (1996), Pretreatment of Biomass, in “Handbook on Bio-ethanol: Production and Utilization”, edited by C. E. Wyman, Taylor & Francis, New York. <https://doi.org/10.1201/9780203752456>
12. Mahdawi S., Habibi M., Kermanyan H. (2006), Investigation Of Properties Of Ethanol-Alkali, Kraft And Soda Pulps Prepared From Wheat Straw, *Iranian Journal of Wood and Paper Research*, 21 (2 (25)), pp. 105-114.
<https://www.sid.ir/en/Journal/ViewPaper.aspx?ID=107886>
13. Nagieb Z., Abd El-Sayed E., El-Sahawi M., Khalil E.M. (2000), Hydrogen peroxide alkaline pulping of bagasse, *IPPTA: Quarterly Journal of the Indian Pulp and Paper Technical Association*, 12, pp. 23-34.
<http://www.scopus.com/inward/record.url?eid=2-s2.0-0034233234&partnerID=MN8TOARS>
14. Feng Z.N., Alen R.J. (2001), Soda-AQ pulping of wheat straw, *Appita Journal*, 54, pp. 217-220
15. Deberdeev T.R., Garaeva M.R., Fadeeva K.S., Yakovlev I.D., Deberdeev R.Ya, Russia Patent No RU.2677063, 2019 <https://patents.google.com/patent/RU2677063C1/ru>
16. Stankovska M., Fiserova M., Gigac Yu., and Pazitny A. (2018), Effect of alkaline extrusion pretreatment of wheat straw on filtrate composition and enzymatic hydrolysis, *Cellulose Chem. Technol.*, 52(9-10), pp. 815-822. [https://www.cellulosechemtechnol.ro/pdf/CCT9-10\(2018\)/p.815-822.pdf](https://www.cellulosechemtechnol.ro/pdf/CCT9-10(2018)/p.815-822.pdf)
17. Chen Y., Stevens M.A., Zhu Y. et al. Understanding of alkaline pretreatment parameters for corn stover enzymatic saccharification. *Biotechnology for Biofuels and Bioproducts*. 2013. T. 6. C. 1–10.
<https://doi.org/10.1186/1754-6834-6-8>
18. Zhang YH, Lynd LR. Toward an aggregated understanding of enzymatic hydrolysis of cellulose: noncomplexed cellulase systems. *Biotechnology and Bioengineering*. 2004. 88. pp. 797–824. <https://doi.org/10.1002/bit.20282>
19. Pan X., Zhang X., Gregg D.J., et al. Enhanced enzymatic hydrolysis of steam-exploded Douglas fir wood by alkali-oxygen post-treatment. *Applied Biochemistry and Biotechnology*. 2004. vol. 115. pp.1103–1114. <https://doi.org/10.1385/abab:115:1-3:1103>

Отримано 29.01.2024

Received 29.01.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 62-4 + 62-98 + 62-94 : 692

СТІЙКІСТЬ СВІТЛОПРОЗОРИХ КОНСТРУКЦІЙ ДО ВПЛИВУ ВИБУХУ БОЄПРИПАСУ. ОГЛЯД МЕТОДІВ ДОСЛІДЖЕННЯ ТА АНАЛІЗ ОКРЕМИХ РЕЗУЛЬТАТІВ

Басок Б.І.^{1,2}, член-кореспондент НАН України, Недбайло О.М.^{1,2}, докт. техн. наук

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, 03057, Україна

¹Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, м. Київ, 03680²Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського», пр. Берестейський, 37, м. Київ, 03056<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.8>

В роботі аналізується потенціал числового моделювання руйнівного впливу вибухів з точки зору його застосування до огорожувальних конструкцій (в т.ч. світлопрозорих). Для найбільш розповсюджених методів подано теоретичну основу із вимогами, реалізацією та відповідними прикладами результатів. Крім того наведено інтерпретацію вимірювань. Представлені окремі спрощені математичні моделі, базові схеми дискретизації отриманих значень визначальних величин та результати розрахунків у поєднанні зі скороченими описами основних параметрів матеріалів огорожувальних конструкцій.

The paper analyzes the potential of numerical modeling of the destructive impact of explosions from the point of view of its application to enclosing structures (including translucent ones). For the most common methods, a brief comprehensive theoretical basis with requirements, implementation and corresponding examples of results is given. In addition, the interpretation of the measurements is given. Separate simplified mathematical models, basic discretization schemes of the obtained values of the determining variables and calculation results are presented in combination with abbreviated descriptions of the main parameters of the materials of the fencing structures.

Бібл. 27, рис. 7., табл. 1.

Ключові слова: вибух, детонація, вибухова хвиля, вибухове навантаження, огорожувальна світлопрозора конструкція, деформація структурних елементів, напруження.

E_m – питома внутрішня енергія вибухової речовини, Дж;
 $A, A', A'', B, R, R_2, \lambda_1, \lambda_2, \omega$ – параметри моделі матеріалу;
 P – тиск, Па;
 P_{so} – піковий надлишковий тиск, Па;
 R – відстань від джерела детонації до навантаженої (в т.ч. світлопрозорої) конструкції, м;
 t – час, с;
 t_0 – тривалість позитивної фази, с;
 W – маса заряду вибухівки (в тротилловому еквіваленті), кг;
 Z – масштабована відстань, м/кг^{1/3};

α – константа;
 ρ – густина продуктів вибуху, кг/м³;
 ρ_0 – початкова густина твердої вибухової речовини, кг/м³;
 EOS (Equation Of State) – рівняння стану;
 FEM (Finite Element Method) – метод кінцевих елементів;
 SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) – метод гідродинаміки згладжених частинок;
 JWL (Jones-Wilkins-Lee) – рівняння стану (модель) Джонса-Вілкінса-Лі.

Постановка проблеми

В умовах дії воєнного стану в Україні важливим є технічний захист об'єктів критичної та соціальної інфраструктури, а також житлового фонду від пошкоджень і руйнувань внаслідок навмисних воєнних ударів, актів тероризму, злочинної діяльності тощо. Під час відбудови житлово-комунального господарства в повоєнний час нагальним має бути врахування вимог щодо підвищення норм безпеки для осіб, які перебувають у приміщеннях різного призначення. Чинні нормативні акти з проектування в будівництві зазвичай обмежуються використанням в сейсмоактивних зонах і не враховують відповідні загрози, що актуальні для воєнних дій і випадків тероризму. Запровадження обґрунтованих змін у регуляторній документації має підтримувати стійкість будівель та інфраструктури до вибухових інцидентів.

Для розроблення заходів щодо захисту об'єктів житлово-комунального господарства та інфраструктури від руйнівного впливу ударних хвиль від вибухів потрібні методи кількісної оцінки стійкості елементів конструкції до ударного навантаження та рівня небез-

пеки, що виникає внаслідок руйнування конструкцій. Сучасними підходами до досліджень у цьому напрямі є числові методи розрахунку параметрів механічних напружень в огорожувальних (в т.ч. світлопрозорих) конструкціях або натурні випробування (експерименти).

Аналіз останніх досліджень і публікацій

Експериментальні методи використовуються у дослідженнях структурної реакції будівельних елементів. Вплив детонації на великій відстані (вибухове навантаження) можна проаналізувати за допомогою випробувань ударною трубою (Wei J, Dharani L., 2006) [1] або за допомогою детонаційних експериментів (Kingery C.N., Bulmash G., 1984) [2]. При цьому розрізняються різні сценарії навантаження, оскільки для конструкції можуть виникнути руйнівні наслідки та мати місце різні пошкодження. Контактні детонації характеризуються високим тиском, що навантажує структуру лише на мікросекунди. Вплив на структуру є локальним. Активується руйнування при зсуві та продавлюванні, що, залежно від міцності та пластичності навантаженого матеріалу, призводить до фрагментації як з боку навантаження, так і з тильної сторони конструкції. Вибухове навантаження призводить до навантаження повної або значної площі конструкції. Це призводить до глобальної структурної реакції, наприклад до пошкодження через вигин. В роботі (Gebben, N., Döge, N. and Hübner, M., 2012) [3] зазначено, що в динамічному навантаженні елементів конструкції бризантними вибуховими речовинами домінують саме маса заряду та відстань між джерелом детонації та елементом впливу.

На рис. 1 представлено історію тиску в часі випробування елемента скління ударною трубою [3]. Крім сильного імпульсу на початку, що характеризується

фронтом ударної хвилі, видно декілька відбиттів, але зі значно меншою амплітудою. Ці збурення виникають внаслідок відбиття хвилі навантаження в ударній трубі та являють собою комплексне вибухове навантаження. Такий сценарій має місце, якщо вибухова хвиля відбивається більш ніж однією перешкодою в оточенні досліджуваної споруди.

На рис. 2 наведено, розтягнуту за віссю абсцис, залежність тиску в часі за початковими даними рис. 1. Максимальне значення шкали часу при цьому становить 70 мс, що набагато менше, ніж на рис. 1. При цьому репрезентуються типові характеристики ударної хвилі. Вибухове навантаження характеризується через ударний фронт на початку навантаження з подальшим експоненціальним спаданням у позитивній фазі, за якою слідує негативна фаза. Високочастотні коливання, показані в динаміці тиску від часу, є наслідком високої власної частоти коливань датчика тиску, що використовувався. Крім того, обрана відповідна висока частота дискретизації значень для отримання високоточних результатів [3].

Виділення невирішених раніше частин загальної проблеми

Для цілей сертифікації характеристик віконних конструкцій зазвичай потрібен сценарій навантаження, який включає значення щодо тиску відбиття та імпульсу під час тривалості позитивної фази. Що стосується випробування, це означає, що бажані значення щодо показників міцності за відсутності руйнувань світлопрозорої конструкції повинні бути перевищені для зразка в місці його розташування.

Числовий аналіз можна використовувати для прогнозування поведінки скла під впливом вибухової

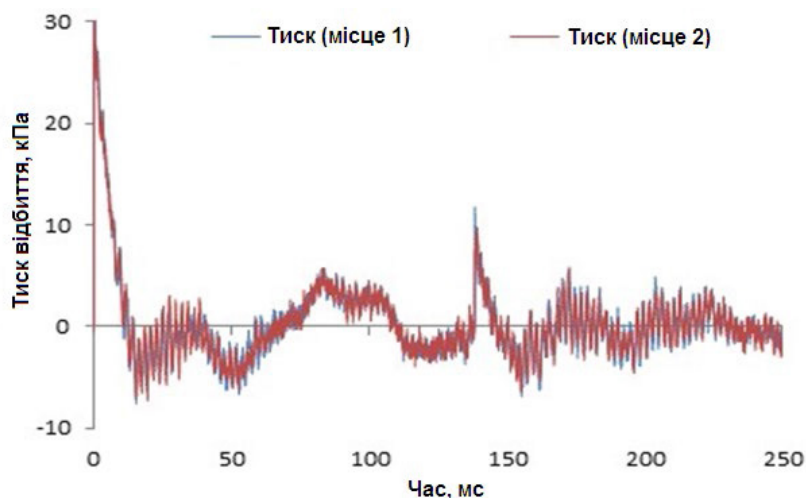


Рис. 1. Значення тиску, що виміряні на поверхні склопакету впродовж тривалості експерименту

хвилі. Це числове моделювання не може замінити експериментальні випробування, але їх можна використовувати при плануванні випробувань, для прогнозування експериментальних результатів і проведення параметричних досліджень шляхом зміни, наприклад, граничних умов, геометрії структури, властивостей матеріалу та даних про вибухові речовини (Larcher M., Solomos G., Casadei F., Gebbeken N., 2012) [4].

Результати розрахунків та вимірювань значень тиску на тестовій поверхні огорожувальної конструкції

Слід зазначити, що тиск на поверхні зразка може суттєво змінюватись залежно від параметрів навантаження, конструкції ударної труби, площинності фронту удару, розташування та геометрії зразка (x - y) (рис. 3, (Riedel, W. та ін., 2010) [5]). Однак зазвичай немає вимог щодо точного місця вимірювання тиску. Крім

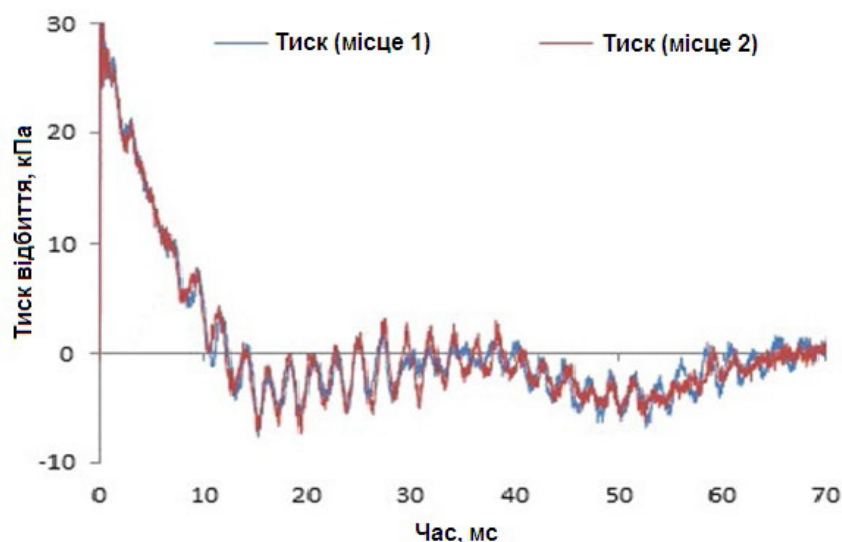


Рис. 2. Фрагмент зміни тиску, що виміряні впродовж часу на поверхні склопакету

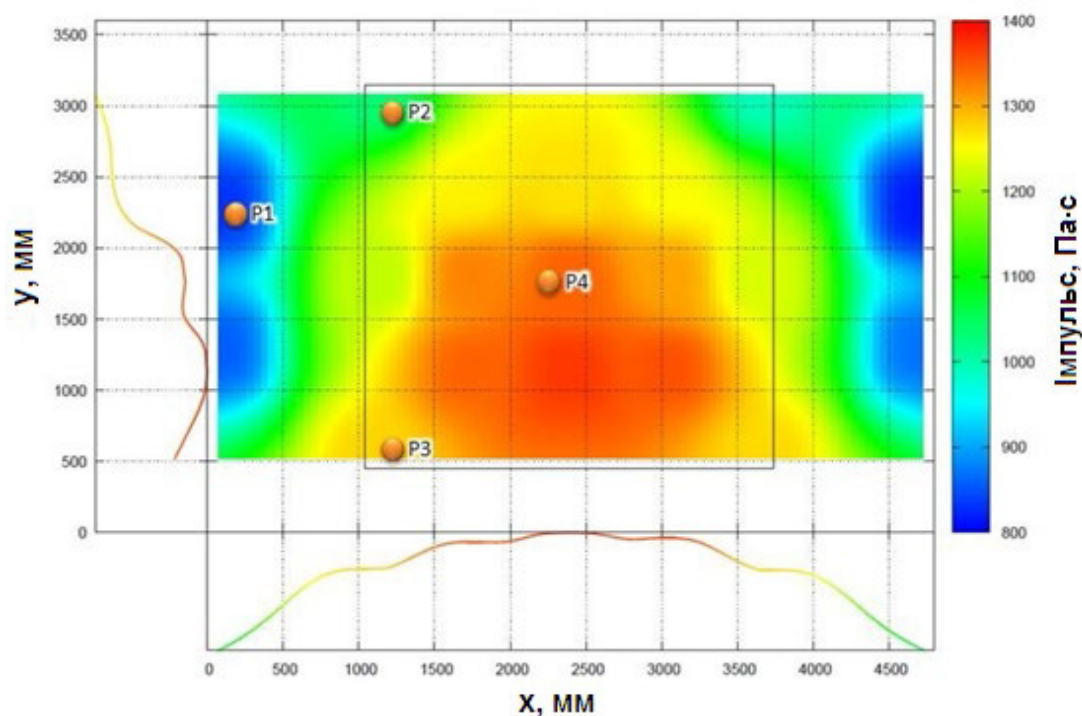


Рис. 3. Розподіл тиску на тестовій поверхні залізобетонної конструкції

того, у більшості випадків немає визначення того, чи має перевищувати вказане значення середній тиск на поверхні чи піковий тиск.

Якщо об'єкт дослідження прикріплений до кінця ударної труби, градієнти тиску та імпульсу будуть менш значущими, ніж у разі розміщення всередині труби. Імпульси тиску, що впливають на центральну частину конструкції, тривають довше, тоді як імпульси, що впливають на об'єкт біля його вільних країв, мають найкоротшу тривалість. Тому розмір усієї тестової установки порівняно із зразком має велике значення: у випадку, якщо зразок прикріплено до кінця труби, установку можна порівняти з нескінченно великим фасадом будівлі. Це гарантує, що навантаження під час випробувань перевищують навантаження в реальних конструкціях. Однак, якщо через розмір зразка необхідно провести випробування у великому симуляторі вибуху та прикріпити зразок до жорсткої конструкції, розмір зони навколо нього стає критично значущим (рис. 4, дані з рис. 3) [5].

При цьому, також критичною є власна частота (або основний період) коливань поверхні зразка. Якщо час реакції зразка менший, ніж фаза надлишкового тиску, необхідно переконатися, що тиск не зменшується занадто сильно до досягнення максимальної деформації, тому що в іншому випадку зразок може бути навантажений недостатньо, навіть за створення необхідного значення тиску (overpressure) від ударної хвилі.

Використання числового моделювання для досліджень руйнування конструкцій під впливом ударної хвилі

Неявне та явне інтегрування часу є двома основними доступними методами, що використовуються в аналізі кінцевих елементів. Ці методи мають різні процедури інтегрування за часом. Неявний метод є безумовно стійким. Це означає, що точність розв'язку не залежить від величини кроку в часі. Великі прирости часу можна використовувати під час аналізу, і, отже, витрати на обчислення можуть бути значно зменшені, особливо коли проблема є лінійною. Єдина умова полягає в тому, що приріст часу має бути достатньо малим, щоб зафіксувати зміну навантаження в часі (*Johnson, G.R., Holmquist, T.J., 1993*) [6].

У лінійному аналізі (лінійна поведінка матеріалу, відсутність контакту, невелика деформація тощо) розв'язок для невідомих змінних (наприклад, компонентів переміщення у вузлах) можна отримати безпосередньо з відомих змінних, встановлених на попередньому кроці часу. Немає ітераційного процесу, а чисельна процедура дуже ефективна.

Для нелінійного аналізу з еластичними та пластичними матеріалами, моделями пошкоджених матеріалів і контактами тощо необхідна ітераційна процедура для отримання точного рішення. У цьому випадку необхідний критерій збіжності. Для таких нелінійних задач витрати на обчислення значно зростають. У деяких конфігураціях, коли приріст часу занадто великий, критерій збіжності не може бути задоволений, і приріст часу потрібно зменшити, щоб отримати збіжність ітераційної процедури (таблиця 1).

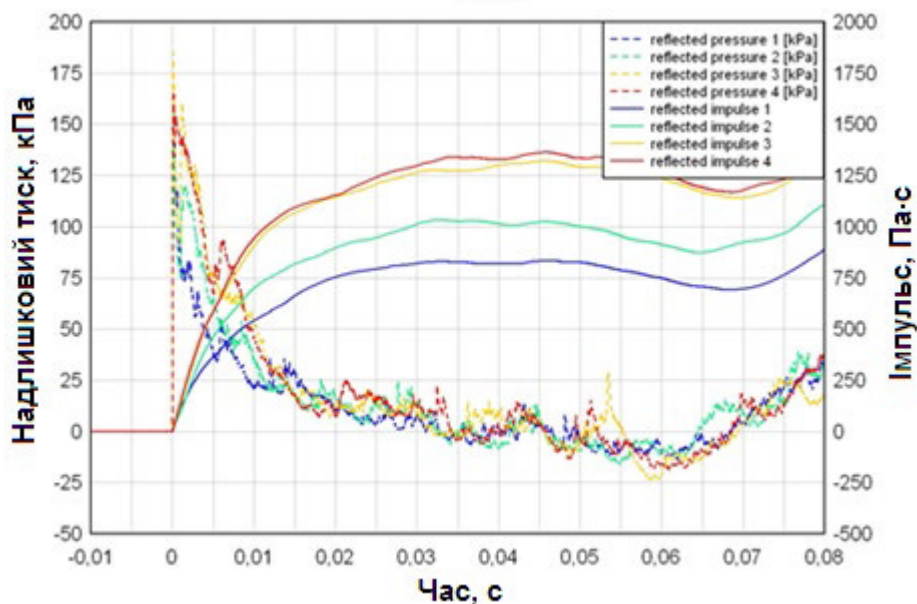


Рис. 4. Зміна відбитого тиску на тестовій поверхні залізобетонної конструкції в часі (дані з рис. 3)

Табл. 1. Список кодів FEM з їх способами інтегрування в часі та можливостями розв'язувача

Програмне забезпечення	Неявний метод	Явний метод	Розв'язувачі			
			Лагранж	Ейлер	Ейлер/Лагранж	Інші
Комерційне програмне забезпечення						
ABAQUS (Dassault Systems)	X	X	X	X	X	SPH
ANSYS (ANSYS)	X	X	X			
AUTODYN (ANSYS)		X	X	X	X	SPH
COMSOL (Comsol)	X	X				
IMPETUS (Impetus)		X	X			SPH
LS-DYNA (LSTC)	X	X	X	X	X	SPH
NASTRAN (MSC)	X	X	X			
PAM CRASH (ESI)	X	X	X			
RADIOSS (Altair Engineering)	X	X	X			
Відкрите програмне забезпечення						
ASTER (EDF)	X		X			
CASTEM (CEA)	X	X	X			
EUROPLEXUS (CEA + JRC)		X	X	X	X	
OURANOS (CEA)	X	X	X	X	X	
SOPHIA (EMI)		X	X			

Для сильно нелінійних задач збіжність ітераційної процедури не може бути досягнута, і моделювання припиняється. У цих випадках обчислювальна вартість стає дуже високою, і вибір явної процедури може бути вигідним і доречним (*Du Bois P., Kolling S., Fassnacht W., 2003*) [7].

Аналіз Ейлера є ефективним для застосувань, що включають екстремальну деформацію, включно з потоком рідини. У цих додатках традиційні елементи Лагранжа будуть сильно спотворені та втратять точність. Розбризкування рідини, потік газу та більшість проблем проникнення можна ефективно вирішити за допомогою аналізу Ейлера.

У схемі Ейлера процедура інтегрування за часом є переважно явною. Недоліком підходу Ейлера є можливість мати кілька матеріалів в одній комірці сітки. Це призводить до більш складних чисельних правил для оцінки тиску, густини та інших змінних, коли сітка містить декілька матеріалів із різними моделями, де розташування та рух контактних поверхонь між матеріалами не просто відстежити. Крім того, фаза транспортування породжує деякі додаткові похибки в чисельних розрахунках.

Щоб підвищити якість чисельного підходу багатьох сучасних кодів включають поєднаний аналіз Ейлера-Лагранжа. У цьому випадку просторова область

розділяється на дві частини. Одна частина присвячена аналізу Лагранжа, а друга частина збережена для підходу Ейлера. Цей об'єднаний підхід дуже корисний для моделювання за один цикл поширення ударної хвилі та реакції конструкції. Ейлерово-Лагранжеві поєднання дозволяють комбінувати матеріали Ейлера з традиційним нелінійним аналізом Лагранжа.

У традиційному аналізі Лагранжа вузли фіксуються всередині матеріалу, а елементи деформуються в міру деформації матеріалу. Елементи Лагранжа завжди на 100 % заповнені одним матеріалом, так що межа матеріалу збігається з межею елемента. У Ейлеровому аналізі вузли фіксуються в просторі, а потоки матеріалу проходять через елементи, які не деформують сітку. Ейлерові елементи не завжди можуть бути наповнені матеріалом на 100 % і багато з них можуть бути частково або повністю порожніми, а один елемент Ейлера може містити суміш кількох матеріалів. Границя матеріалу в Ейлеровій сітці повинна обчислюватися на кожному кроці часу. Ейлерова сітка, як правило, є простою прямокутною сіткою елементів, побудованих так, що виходять далеко за межі Ейлерових матеріалів, надаючи матеріалу простір для переміщення та деформації.

Зіставлення результатів розрахунків та вимірювань значень тиску на поверхні огорожувальної конструкції

Поведінку рідин та газів можна моделювати за допомогою рівнянь стану; вони включають модель ідеального газу, що використовується для повітря, і модель Джонса-Вілкінса-Лі (JWL), що використовується для вибухового матеріалу.

Нові методи з'являються в області моделювання високої швидкості/деформації. Одним із них є метод гідродинаміки згладжених частинок (SPH). SPH – це чисельний метод, який є частиною великої сімейства безсіткових методів. Для цих методів немає необхідності визначати вузли та елементи, як це зазвичай робиться в аналізі кінцевих елементів. Необхідно визначити сукупність точок, що представляють дане тіло. У SPH ці точки зазвичай називають частинками або псевдочастинками. SPH – це повністю лагранжева схема моделювання, що дозволяє дискретизувати заданий набір рівнянь континууму шляхом інтерполяції властивостей безпосередньо в дискретному наборі точок, розподілених по області рішення, без необхідності визначення просторової сітки. Розв'язувач Лагранжа в поєднанні з відсутністю фіксованої сітки дозволяє розв'язувати проблеми, що пов'язані з потоком рідини та структурною взаємодією, що включає великі деформації, руйнування та розрив конструкції. Приклад отриманих результатів [7] отриманий за методикою Dassault Systemes [8] наведено на рис. 5.

Математичне моделювання детонаційних та ударних хвиль

Актуальною є гідродинамічна модель середовища, в якій об'ємна міцність матеріалу визначається рівнянням його стану (EOS). Ця модель визначає зміну тиску як функцію густини середовища та питомої енергії. Розповсюджене застосування набуло поєднання рівнянь стану ідеального газу (EOS) та Джонса-Вілкінса-Лі (JWL) для визначення тиску після вибуху. Рівняння стану Джонса-Вілкінса-Лі (JWL) моделює тиск, що створюється в процесі вибуху, як функцію густини продуктів вибуху. Ця модель реалізована в режимі прогнозованого спалювання, де координати місця детонації та час вибуху вказується як початкова умова. Детонаційна ударна хвиля поширюється від точки виникнення із заданою швидкістю детонаційної хвилі.

Після того як матеріальна точка детонує, вона починає розширюватися відповідно до рівняння моделі стану. Рівняння стану за моделлю JWL

$$p = A \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_1 \rho_0} \right) \exp \left(-R_1 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + B \left(1 - \frac{\omega \rho}{R_2 \rho_0} \right) \exp \left(-R_2 \frac{\rho_0}{\rho} \right) + \omega \rho E_m \quad (1)$$

де p – тиск, Па; ρ – щільність продуктів вибуху, кг/м³; ρ_0 – початкова щільність твердої вибухової речовини, кг/м³; E_m – питома внутрішня енергія вибухової речовини, Дж; A, B, R_1, R_2 та ω – параметри моделі матеріалу, що визначаються експериментально для кожного типу вибухової речовини.

Значення цих параметрів зазначені в (Dobratz та ін., 1985) [10]. Поведінка моделі JWL (1) від співвідношення тиску до об'ємного розширення ($V/V_0 = \rho_0/\rho$) з використанням типових параметрів вибухівки показано на рис. 6, де також зображені три складові, що вносять свій внесок. У початковій фазі вибуху домінує перший член, а в кінцевій фазі модель вироджується до моделі ідеального газу, що описується третім членом.

Іншою моделлю, що використовується для обчислення максимального позитивного тиску P_s , є модифіковане рівняння Фрідлендера (Kinney G.F, Graham K.J., 1985) [11], що є квазіекспоненціальним наближенням позитивної фази форми хвилі з урахуванням тиску довкілля

$$P_s(t) = P_{so} \left(1 - \frac{t}{t_0} \right) e^{-\alpha \frac{t}{t_0}} \quad (2)$$

де t_0 – тривалість позитивної фази, с; t – час прибуття фронту вибухової хвилі, с; α – константа, а P_{so} – піковий надлишковий тиск, Па.

Піковий надлишковий тиск, враховуючи тиск навколишнього середовища p_o , можна розрахувати за допомогою емпіричної формули

$$P_{so} = p_o \frac{808 \left[1 + \left(\frac{Z}{4.5} \right)^2 \right]}{\sqrt{1 + \left(\frac{Z}{0.048} \right)^2} \sqrt{1 + \left(\frac{Z}{0.32} \right)^2} \sqrt{1 + \left(\frac{Z}{1.35} \right)^2}} \quad (3)$$

де Z – масштабована відстань, м/кг^{1/3}.

Параметри вибухової хвилі зазвичай будуються як функції масштабованої відстані Гопкінсона. Ці параметри базуються на емпірично визначених рівняннях. Їх не слід екстраполювати за межі діапазонів, наведених у літературі. Час прибуття фронту хвилі до місця впливу на поверхню можна розрахувати згідно з експериментальними даними [11].

Математичне моделювання напружень у склі

Вирішальним параметром чисельного моделювання ефектів вибуху є визначення та моделювання механічних

властивостей матеріалу. Вибухові хвилі можуть викликати значні структурні деформації, що перевищують лінійну область, і це означає, що потрібно мати справу з

такими поняттями, як пластичність, в'язкопластичність, великі деформації, висока швидкість деформації, руйнування та фрагментація тощо.

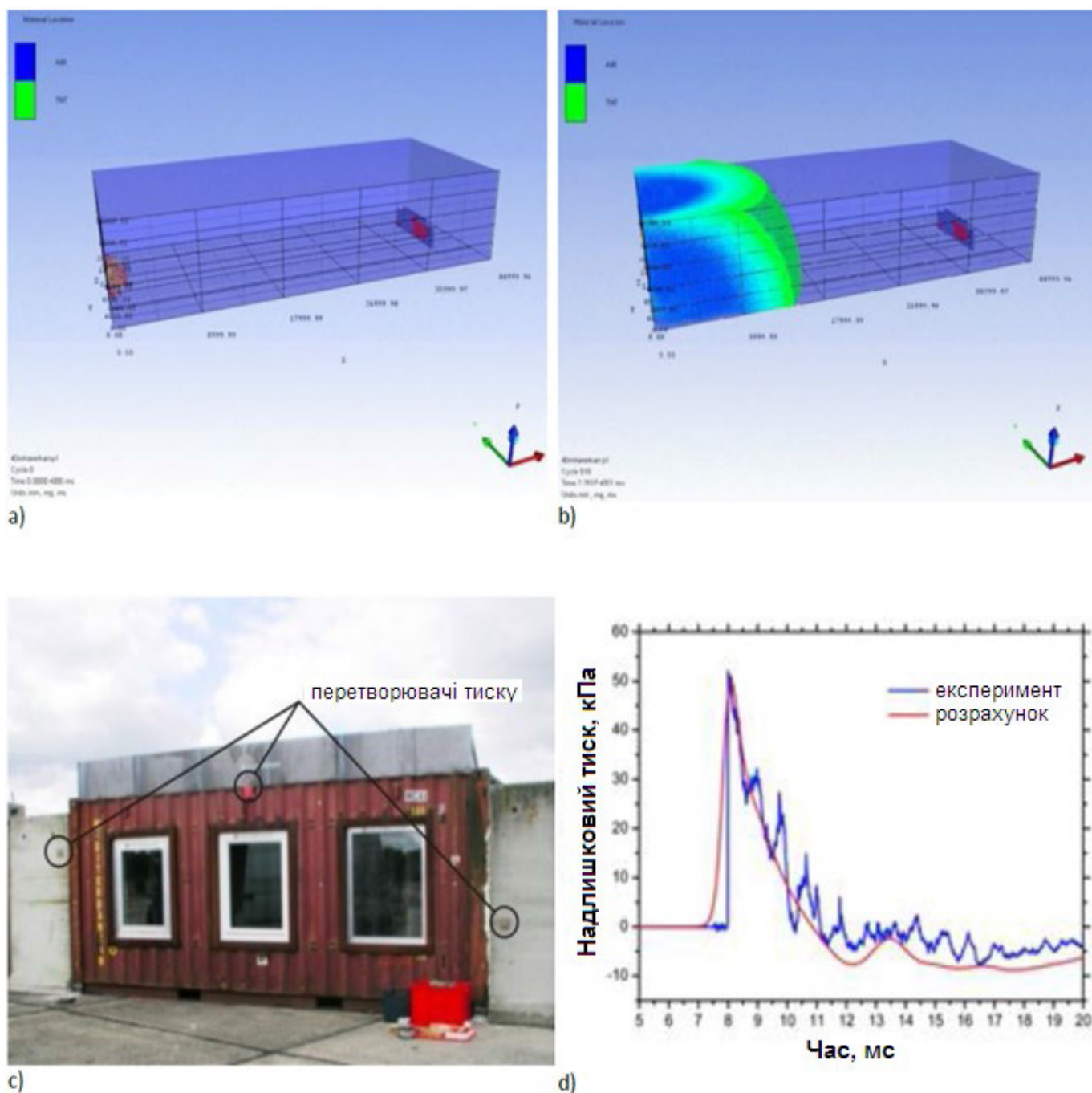


Рис. 5. Результати числового моделювання впливу вибуху на віконні конструкції, що проведене відповідно до методики зі стандарту GSA-TS01-2003 [9]: а) початкові умови, крок у часі 0,0 мс; б) ударна хвиля, що поширюється з кроком за часом 22,5 мс; в) експериментальна тестова установка з позначеними місцями розташування перетворювачів тиску, дані з яких використовуються для числового моделювання; г) зіставлення експериментальних даних із результатами розрахунків для однієї точки вимірювання на зовнішній поверхні стінової конструкції

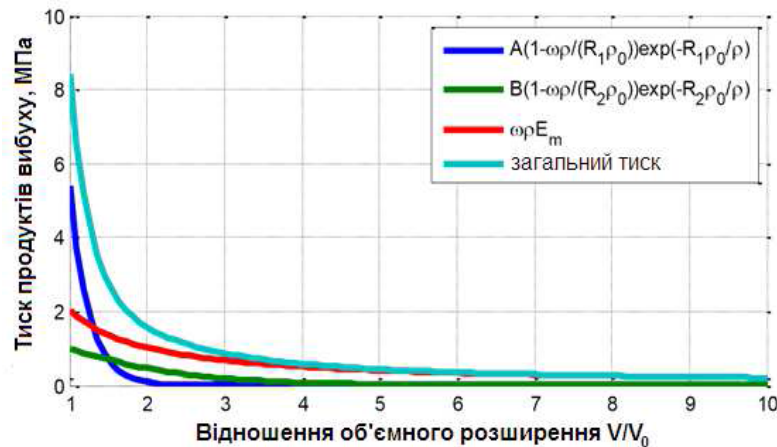


Рис. 6. Складові залежності тиск – об'ємне розширення, що розраховані за допомогою моделі *JWL* з використанням типових параметрів

Існує три різні типи скла: відпалене, загартоване та ламіноване. Їх можна відрізнити за середньою міцністю на розрив, яка становить від 70 до 250 МПа. Міцність одного типу скла сильно відрізняється через мікродефекти.

Динамічна міцність скла все ще потребує додаткових досліджень, але деякі експерименти зазначають вищу динамічну міцність, ніж статичну (Peroni та ін., 2011) [12].

Відпалене скло повільно контролювано охолоджується, щоб зняти внутрішні напруги. Міцність цього відносно недорогого скла невелика, а її варіація поширена [8; 11, 13 - 17].

Загартоване скло в два або більше разів міцніше відпаленого скла. Виробництво здійснюється таким чином, щоб залишкові напруги залишалися в склі, але таким чином, щоб сприяти підвищенню його міцності на вигин. Обидві поверхні скла залишаються під тиском і при навантаженні тиском викликані напруження розтягування практично долаються наявним залишковим стисненням, і, таким чином, поверхня скла фактично не підлягає розтягуванню.

Ламіноване скло – це комбінація двох або більше скляних листів з одним або кількома полімерними прошарками. Було виготовлено декілька типів ламінованого скла з різними типами скляних матеріалів, наприклад, відпалене скло та загартоване скло, а також з різними проміжними шарами, такими як полівінілбутираль (PVB) і SentryGlas®Plus. Ламіноване скло має перевагу в тому, що після його руйнування внаслідок вибухового навантаження утворені фрагменти залишаються прилиплими до проміжного шару.

Серед математичних моделей руйнувань скляних конструкцій найбільш вживаними є наступні:

1. Шаруваті елементи зі спеціальним критерієм руйнування. Після руйнування скла напруження встановлюються рівними нулю, якщо деформації більше нуля (розтягнення), але матеріал все ще може реагувати на напругу стиснення. Якщо проміжний шар досягає критерію руйнування PVB, елемент руйнується (Müller та ін., 2008) [18].

2. Розмазана модель використовується для моделювання поведінки після руйнування (Timmel et al., 2007) [19]. Задаються параметри двох дотичних оболонок за двома різними матеріальними законами. Товщина, густина і модуль Юнга цих двох елементів оболонки розраховуються таким чином, щоб комбінація двох елементів оболонки представляла поведінку листа до руйнування. Поведінка ламінату після руйнування одного зі скляних шарів представлена лише одним із елементів оболонки.

3. 3D твердотільна модель. Для цього моделювання потрібні дуже дрібні сітки, що призводить до тривалого часу обчислення. Можна використовувати ті ж матеріальні закони, що і для шаруватих елементів оболонки. Деякі автори представляють тривимірні моделі з твердими елементами, що дозволяють використовувати детальний матеріальний закон для проміжного шару (Wei та ін., 2006; Беннісон та ін., 2005) [20, 21].

Математичне моделювання напружень у твердих конструктивних матеріалах світлопрозорих конструкцій

У разі вибуху дуже ймовірно, що деформації структурних елементів світлопрозорих конструкцій увійдуть у пластичну область. При цьому слід враховувати такі явища, як деформація та руйнування матеріалу. Було розроблено декілька моделей для опису поведінки металевих матеріалів в умовах суворого динамічного навантаження.

Існують моделі Людвіка (Moras, 1999) [22], Каупера-Саймондса, Армстронга-Зерілли (Zerilli та ін., 1987) [23]. Частіше використовується модель Джонсона-Кука (Johnson та ін., 1983) [24], що є емпіричним узагальненням основного закону Людвіка та виражає справжнє еквівалентне напруження через справжню еквівалентну пластичну деформацію ε_{eq}^{pl} .

$$\sigma_{eq} = \left(A_1 + A_2 \left(\varepsilon_{eq}^{pl} \right)^{\lambda_2} \right) \left(1 + \lambda_1 \ln \left(\frac{\varepsilon_{eq}^{pl}}{\varepsilon_{eq}^{pl} \min} \right) \right) (1 - \theta^m) \quad (4)$$

$$\theta = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \quad (5)$$

де θ – гомологічна температура, К; A_1 , A_2 , λ_1 , λ_2 та m є константами, що визначаються шляхом підгонки моделі до експериментальних даних (A_1 – статична межа плинності). Форма цієї функції пов'язана з експериментальним спостереженням, що збільшення напруження плинності є логарифмічною функцією швидкості деформації.

Якщо з'єднання або каркасна конструкція недостатньо міцні, скло може від'єднатися та потрапити в будівлю на високій швидкості, травмуючи мешканців. Структурний силіконовий герметик зазвичай використовується для з'єднання ламінату з каркасною конструкцією. Ламінат фіксується на двох або чотирьох краях скла за допомогою силіконового з'єднання на одній або обох сторонах ламінату. Закріплення всіх чотирьох країв з обох сторін є рекомендованою практикою для вибухостійкості за допомогою силіконового з'єднання глибиною не менше 35 мм. Існують також інші способи фіксації ламінованого скла, такі як гумові прокладки, стрічка для скління та механічне точкове кріплення. Вважається, що ці системи, як правило, забезпечують нижчий захист від вибуху для силіконових країв (Hooper, та ін., 2012) [25].

Еластична опора цих гумових матеріалів вікон може бути змодельована суцільними елементами, які мають спільні вузлові елементи ламінованого скла. Вузли зверху і знизу слід закріпити. Закон пружності матеріалу можна використовувати з модулем Юнга 3,5 МПа. Однак вплив кріплення опори необхідно оцінити шляхом проведення параметричних досліджень з різними граничними умовами.

Перевірка/валідація та оцінка похибок є важливою метою всіх числових моделювань. Щоб визначити рівень прогнозування числового моделювання, СЕА (Commissariat à l'énergie atomique) розробив процес під назвою STANDARD V0.A (CEA). Ця процедура описує спосіб перевірки кожного кроку процесу моделювання в області впливу вибуху на конструкції. Ця процедура базується на аналізі та моделюванні різних конфігурацій вибухових речовин [11, 26; 27]. Кожен етап явища аналізується (рис. 7).

Детонаційний процес та вибух:

- поширення вибухової хвилі;
- взаємодія зі структурою.

Для кожного кроку перевіряються певні змінні. Основними змінними є:

- піковий тиск падаючої вибухової хвилі;
- час приходу вибухової хвилі;
- позитивний імпульс падаючого тиску;
- піковий тиск відбитої вибухової хвилі;
- позитивний імпульс відбитої вибухової хвилі.

Для кожного експерименту датчики тиску розташовані на різних відстанях і дублюються в одному місці, щоб оцінити невизначеність вимірювання. Приклад результатів визначення параметрів вибуху зарядів масою $M = 1$ кг та $M = 175$ кг [26] наведений на рис. 7.

Висновки

1. Після процесу моделювання вибухової хвилі необхідно оцінити параметри відгуку світлопрозорій конструкції та відповідну похибку визначення чинників впливу на неї. Слід застосовувати рекомендації з наведених стандартів, що базуються на визначенні конкретної змінної, що представляє структурну деформацію конструкції.

2. Визначення критичного тиску для конкретної конструкції прив'язане до визначення критичної відстані, на якій конструкція не витримає руйнівного впливу ударної частини вибухової хвилі.

3. В світі, а особливо в Європі та в країнах блоку НАТО давно і достатньо успішно опрацьовані алгоритми та створена законодавча і нормативно-технічна база оцінювання руйнувань будівель, зумовлених військовими діями, і подальшого поводження із ними – повного знесення, відновлення (точкового, поелементного чи поблочного; поточного і капітального ремонтів), їх реставрації або створення новобудов. Задача України – опанувати накопичений досвід і успішно використати його в поєднанні із здобутками вітчизняної будівельної науки і промисловості інноваційних будівельних матеріалів.

4. Наведені результати є вкрай актуальними і важливими для реалізації стратегії термомодернізації будівель України [28], особливо в частині відновлення пошкодженої війною інфраструктури, включаючи найбільш масові і поширені типи руйнування віконних конструкцій.

5. Рекомендувати до виконання в 2025-2029 рр. силами трьох наукових відділів ІТТФ НАН України нову бюджетну фундаментальну тему з робочою назвою «Аеродинаміка та теплообмін в інноваційних світлопрозорих конструкціях і в тепломасообмінному устаткуванні та їх використання для повоєнного відновлення пошкоджених вибуховою хвилею будівель країни»

Робота виконана за сприяння Національного фонду досліджень України. Матеріали статті містять наукові результати, що отримані для виконання договору проєкту № 92/0172 «Аеродинаміка, теплообмін та інновації для підвищення енергоефективності віконних конструкцій і їх використання для відбудови пошкоджених війною будівель України» конкурсу «Наука для відбудови України у воєнний та повоєнний періоди».

ЛІТЕРАТУРА:

1. Wei J., Dharani L. 2006. Response of laminated architectural glazing subjected to blast loading. International Journal of Impact Engineering; 32:2032-47.
2. Kingery C.N., Bulmash G., 1984. Technical report ARBRL-TR-02555: Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical burst. AD-B082 713, U.S. Army Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD.
3. Gebbeken, N., Döge, N. and Hübner, M. 2012. Vom Explosionsszenario zur Bemessungslast. 5. Workshop 'BAU-PROTECT' Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen.
4. Larcher M., Solomos G., Casadei F., Gebbeken N. 2012. Experimental and numerical investigations of laminated glass subjected to blast loading. Int. J. Impact Engineering (39) 42-50.
5. Riedel, W., et al. 2010. Engineering and Numerical Tools for Explosion Protection of Reinforced Concrete. International Journal of Protective Structures.
6. Johnson, G.R., Holmquist, T.J. 1993. An improved computational constitutive model for brittle materials, Joint AIRA/APS Conference, Colorado Springs, Colorado, June 1993.
7. Du Bois P.A., Kolling S., Fassnacht W. 2003. Modelling of safety glass for crash simulation. Computational Materials Science; 28(3e4):675-83.

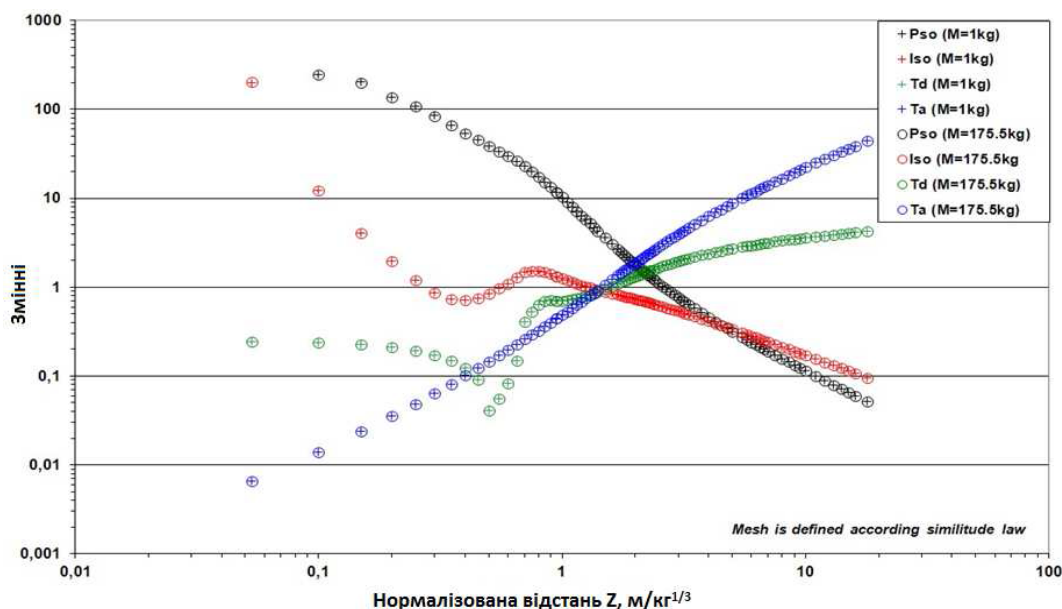


Рис. 7. Релевантний графік із наявних емпіричних та аналітичних взаємозв'язків. Змінні (як функції нормалізованої відстані Z , вісь ординат): T_a – час прибуття фронту вибухової хвилі, P_{so} – піковий надлишковий тиск на поверхні конструкції; I_{so} – імпульс тиску

8. *Abaqus 2012*. Abaqus version 6.12 manual, Dassault Systems.
9. *GSA -US General Services Administration 2003*. Standard Test Method for Glazing and Window Systems Subject to Dynamic Overpressure Loadings, GSA-TS01-2003.
10. *Dobratz B.M., Crawford P.C.* 1985. LLNL Explosives Handbook: Properties of Chemical Explosives and Explosive Simulants, Lawrence Livermore National Laboratory, UCRL-52997, Lawrence Livermore Laboratory, Berkeley.
11. *Kinney G.F., Graham K.J.* 1985. Explosive shocks in air. Second edition. Springer Berlin.
12. *Peroni M., Solomos G., Pizzinato V., Larcher M.*, 2011. Experimental investigation of high strain-rate behaviour of glass. *Applied Mechanics and Materials*, (82) 63-68.
13. *Kranzer C., Gürke G., Mayrhofer C.* 2005. Testing of bomb resistant glazing systems. Experimental investigation of the time dependent deflection of blast loaded 7.5 mm laminated glass. In: *Glass processing days*.
14. *Beason, W.L., Morgan, J.R.* 1984. Glass failure prediction model. *Journal of Structural Engineering*, 110 (2), pp. 197-212.
15. *Overend M., Parke G.A.R., Buhagiar D.*, 2007. Predicting failure in glass – A general crack growth model. *Journal of Structural Engineering*, 133(8), pp. 1146-1155.
16. *Brown, W.G.* 1974. A Practicable Formulation for the Strength of Glass and Its Special Application to Large Plates. Publication No. NRC 14372, National Research Council of Canada, Ottawa.
17. *Johnson, G.R., Holmquist, T.J.* 1993. An improved computational constitutive model for brittle materials, Joint AIRA/APS Conference, Colorado Springs, Colorado, June 1993.
18. *Müller R., Wagner M.* 2008. Berechnung sprengwirkung shemmender Fenster- und Fassadenkonstruktionen. *Bauingenieur*; 81(11):475-87.
19. *Timmel M., Kolling S., Osterrieder P., Du Bois P.* 2007. A finite element model for impact simulation with laminated glass. *International Journal of Impact Engineering*; 34:1465-78.
20. *Wei J., Dharani L.* 2006. Response of laminated architectural glazing subjected to blast loading. *International Journal of Impact Engineering*; 32:2032-47.
21. *Bennison S.J., Jagota A., Smith C.A.* 1999. Fracture of glass/poly (vinyl butyral) (butacite) laminates in biaxial flexure. *Journal of the American Ceramic Society*; 82(7):1761-70.
22. *Moras B.*, 1999. Constitutive Equations of Strain Rate Sensitive Materials for the Automotive Industry. PLEXIS-3C Implementation Report, JRC Technical Note N. I.99.54.
23. *Zerilli F.J., Armstrong R.W.*, 1987. Dislocation-Mechanics-Based constitutive relations for material dynamics calculations, *Journal of Applied Physics*, (61), pp. 1816-1825.
24. *Johnson G.R., Cook, W.H.*, 1983. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics*: 541–547.
25. *Hooper P.A., Sukhram R.A.M., Blackman B.R.K., Dear J.P.*, 2012. On the blast resistance of laminated glass, *International Journal of Solids and Structures*, (49) pp. 899-918.
26. *Unified Facilities Criteria UFC 3-240-02*, 2008. Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, US Department of Defense, US Army Corps of Engineers, Naval facilities Engineering Command, Air Force Civil Engineer Support Agency – 5 December 2008 (replaces ARMY TM5-1300 of November 1990).
27. *Baker W.E.* 1973. Explosions in Air, University of Texas.
28. Деякі питання стратегічного розвитку енергетичної ефективності будівель. Розпорядження КМУ від 29 грудня 2023 р. № 1228-р/

RESISTANCE OF TRANSPARENT STRUCTURES TO EXPLOSION INFLUENCES. OVERVIEW OF RESEARCH METHODS AND ANALYSIS OF INDIVIDUAL RESULTS

Basok B.I.¹, Nedbailo O.M.²

¹*Institute of Technical Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Dr. Sc. (Eng.), National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Professor, ORCID 0000-0002-8935-4248, borys.basok@gmail.com*

²*Institute of Technical Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Dr. Sc. (Eng.), SRF, National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, Professor, ORCID 0000-0003-1416-9651, nan_sashulya@ukr.net*

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.8>

The paper analyzes the potential of numerical modeling of the destructive impact of explosions from the point of view of its application to enclosing structures (including translucent ones). For the most common methods, a brief comprehensive theoretical basis with requirements, implementation and corresponding examples of results is given. In addition, the interpretation of the measurements is given. Separate simplified mathematical models, basic discretization schemes of the obtained values of the determining variables and calculation results are presented in combination with abbreviated descriptions of the main parameters of the materials of the fencing structures.

After the blast wave modeling process, it is necessary to estimate the response parameters of the translucent structure and the corresponding error in determining the factors affecting it. Recommendations from the above standards, based on the definition of a specific variable representing the structural deformation of the structure, should be applied.

The determination of the critical pressure for a specific structure is tied to the determination of the critical distance at which the structure cannot withstand the destructive impact of the shock wave.

The work was carried out with the assistance of the National Research Fund of Ukraine. The materials of the article contain the scientific results obtained as part of the implementation of the project No. 208/0172 "Aerodynamics, heat exchange and innovations to increase the energy efficiency of window structures and their use for

the reconstruction of war-damaged buildings of Ukraine" competition "Science for the reconstruction of Ukraine in the war and post-war periods".

References 27, figures 7, tables 1.

Key words: explosion, detonation, explosive wave, explosive load, enclosing translucent structure, deformation of structural elements, stress.

1. Wei J., Dharani L. 2006. Response of laminated architectural glazing subjected to blast loading. *International Journal of Impact Engineering*; 32:2032-47.

2. Kingery C.N., Bulmash G., 1984. Technical report ARBRL-TR-02555: Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical burst. AD-B082 713, U.S. Army Ballistic Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, MD.

3. Gebbeken, N., Döge, N. and Hübner, M. 2012. Vom Explosionsszenario zur Bemessungslast. 5. Workshop 'BAU-PROTECT' Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen.

4. Larcher M., Solomos G., Casadei F., Gebbeken N. 2012. Experimental and numerical investigations of laminated glass subjected to blast loading. *Int. J. Impact Engineering* (39) 42-50.

5. Riedel, W., et al. 2010. Engineering and Numerical Tools for Explosion Protection of Reinforced Concrete. *International Journal of Protective Structures*.

6. Johnson, G.R., Holmquist, T.J. 1993. An improved computational constitutive model for brittle materials, Joint AIRA/APS Conference, Colorado Springs, Colorado, June 1993.

7. Du Bois P.A., Kolling S., Fassnacht W. 2003. Modelling of safety glass for crash simulation. *Computational Materials Science*; 28(3e4):675-83.

8. *Abaqus 2012*. Abaqus version 6.12 manual, Dassault Systems.

9. GSA -US General Services Administration 2003. Standard Test Method for Glazing and Window Systems Subject to Dynamic Overpressure Loadings, GSA-TS01-2003.

10. Dobratz B.M., Crawford P.C. 1985. LLNL Explosives Handbook: Properties of Chemical Explosives and Explosive Simulants, Lawrence Livermore National Laboratory, UCRL-52997, Lawrence Livermore Laboratory, Berkeley.

11. Kinney G.F., Graham K.J. 1985. Explosive shocks in air. Second edition. Springer Berlin.

12. Peroni M., Solomos G., Pizzinato V., Larcher M., 2011. Experimental investigation of high strain-rate behaviour of glass. *Applied Mechanics and Materials*, (82) 63-68.

13. Kranzer C., Gürke G., Mayrhofer C. 2005. Testing of bomb resistant glazing systems. Experimental investigation of the time dependent deflection of blast loaded 7.5 mm laminated glass. In: Glass processing days.
14. Beason, W.L., Morgan, J.R. 1984. Glass failure prediction model. Journal of Structural Engineering, 110 (2), pp. 197-212.
15. Overend M., Parke G.A.R., Buhagiar D., 2007. Predicting failure in glass – A general crack growth model. Journal of Structural Engineering, 133(8), pp. 1146-1155.
16. Brown, W.G. 1974. A Practicable Formulation for the Strength of Glass and Its Special Application to Large Plates. Publication No. NRC 14372, National Research Council of Canada, Ottawa.
17. Johnson, G.R., Holmquist, T.J. 1993. An improved computational constitutive model for brittle materials, Joint AIRA/APS Conference, Colorado Springs, Colorado, June 1993.
18. Müller R., Wagner M. 2008. Berechnung spreng wirkung shemmender Fenster- und Fassadenkonstruktionen. Bauingenieur; 81(11):475-87.
19. Timmel M., Kolling S., Osterrieder P., Du Bois P. 2007. A finite element model for impact simulation with laminated glass. International Journal of Impact Engineering; 34:1465-78.
20. Wei J., Dharani L. 2006. Response of laminated architectural glazing subjected to blast loading. International Journal of Impact Engineering; 32:2032-47.
21. Bennison S.J., Jagota A., Smith C.A. 1999. Fracture of glass/poly (vinyl butyral) (butacite) laminates in biaxial flexure. Journal of the American Ceramic Society; 82(7):1761-70.
22. Moras B., 1999. Constitutive Equations of Strain Rate Sensitive Materials for the Automotive Industry. PLEXIS-3C Implementation Report, JRC Technical Note N. I.99.54.
23. Zerilli F.J., Armstrong R.W., 1987. Dislocation-Mechanics-Based constitutive relations for material dynamics calculations, Journal of Applied Physics, (61), pp. 1816-1825.
24. Johnson G.R., Cook, W.H., 1983. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics: 541–547.
25. Hooper P.A., Sukhram R.A.M., Blackman B.R.K., Dear J.P., 2012. On the blast resistance of laminated glass, International Journal of Solids and Structures, (49) pp. 899-918.
26. Unified Facilities Criteria UFC 3-240-02, 2008. Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions, US Department of Defense, US Army Corps of Engineers, Naval facilities Engineering Command, Air Force Civil Engineer Support Agency – 5 December 2008 (replaces ARMY TM5-1300 of November 1990).
27. Baker W.E. 1973. Explosions in Air, University of Texas.
28. Some issues of strategic development of energy efficiency of buildings. Decree of the CMU, dated December 29, 2023 No. 1228. (ukr)

Отримано 16.04.2024

Received 16.04.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 621.036.7

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕКСЕРГЕТИЧНИХ ВТРАТ В ПЛАСТИНЧАСТИХ ТА ГЛАДКОТРУБНИХ ПОВІТРОГРІЙНИХ ТЕПЛОУТИЛІЗАТОРАХ КОТЕЛЬНИХ УСТАНОВОК

Фіалко Н.М.¹, Степанова А.І.², Навродська Р.О.³, Шевчук С.І.⁴

¹член-кореспондент НАН України, Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, м. Київ, 03057, Україна, зав. відділу, професор, orcid.org/0000-0003-0116-7673, e-mail: ntfialko@ukr.net

²канд. техн. наук, Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, м. Київ, 03057, Україна, пров. наук. співр., старший науковий співробітник, orcid.org/0000-0002-9297-8473, e-mail: mbsh07@ukr.net

³канд. техн. наук, Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, м. Київ, 03057, Україна, пров. наук. співр., старший науковий співробітник, orcid.org/0000-0001-7476-2962, e-mail: navrodska-ittf@ukr.net

⁴канд. техн. наук, Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, м. Київ, 03057, Україна, ст. наук. співр., orcid.org/0000-0001-8046-0039, e-mail: s.i.shevchuk@gmail.com

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.9>

Наведено результати дослідження ексергетичних втрат в процесах теплопередачі через плоску та циліндричну стінки в пластинчастому та гладкотрубному повітрогрійних теплоутилізаторах систем утилізації теплоти відхідних газів котельних установок. Запропоновано умови найбільш ефективного зниження у теплоутилізаторах ексергетичних втрат шляхом зменшення їх окремих типів.

The study results of exergy losses in the heat transfer processes through a flat wall and cylindrical wall in plate and smooth-tube air-heating exchangers of heat recovery systems for exhaust gases of boiler plants are presented. The conditions for the most effective reduction of exergy losses in heat recovery exchangers by reducing their individual types are proposed.

Бібл. 10, табл. 3, рис. 2.

Ключові слова: ексергетична ефективність; ексергетичні втрати; теплоутилізаційні системи.

E – ексергія;

Q – теплопродуктивність;

q – потік теплоти;

F – поверхня нагрівання;

r – радіус труб;

r_1, r_2 – зовнішній та внутрішній радіуси труб;

t – температура;

T – абсолютна температура;

T_0 – температура навколишнього середовища;

V – об'єм;

δ – товщина стінки;

α – коефіцієнт тепловіддачі;

λ – коефіцієнт теплопровідності.

Верхні індекси:

пл – пластина;

ц – циліндр.

Нижні індекси:

г, п – димові гази, повітря

втр – ексергетичні втрати;

вх – вхід;

вих – вихід;

втр_л, втр α_1 , втр α_2 – втрати при теплопровідності та тепловіддачі;

ст, г – стінка з боку димових газів;

ст, п – стінка з боку повітря.

Вступ

В умовах обмеженості первинних енергоресурсів та стійкої тенденції до підвищення вартості палива в країні проблема мінімізації енергоспоживання та раціонального використання енергоресурсів набуває все більшого значення. Один із способів вирішення цієї проблеми – підвищення ефективності теплоутилізаційного обладнання при використанні

технологій утилізації теплоти для енергетичних установок різного типу. Ексергетична ефективність теплоутилізаційного обладнання поряд із енергетичною ефективністю є суттєвим фактором термодинамічної досконалості всієї енергетичної установки. Проблеми підвищення ексергетичної ефективності установок потребують глибоких досліджень із використанням комплексних методик, які включа-

ють методи ексергетичного та термoeкономічного аналізу, статистичні методи планування експерименту, структурні, структурно-варіантні методи, методи багаторівневої оптимізації тощо. Обґрунтований вибір методики дослідження та аналіз на її основі ексергетичної ефективності теплоутилізаційного обладнання дозволяє оптимізувати конструкційні, технологічні та теплотехнічні параметри, що відповідають за ефективність теплоутилізаційних систем. Вказані дослідження сприяють розробці та впровадженню в енергетичне господарство України теплоутилізаційних систем із високими показниками ефективності. Це визначає важливість та актуальність представлених в роботі результатів.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Дослідження ефективності енергетичних установок різного типу із використанням методик на основі ексергетичного підходу набуває все більшого поширення в світі. Автори публікації [1] відзначають, що використання ексергетичного підходу при розробці нових напрямів управління об'єктами теплоенергетики є важливим та перспективним для підвищення їх ефективності. В науковій праці [2] представлено результати досліджень енергетичної та ексергетичної ефективності паливних елементів, які проведено з метою підвищення їх продуктивності та розвитку процесів моделювання. Роботу [3] присвячено енергетичним та ексергетичним дослідженням системи газифікації вугілля, яка використовується для виробництва водню та електроенергії. У публікації [4] для систем опалення та гарячого водопостачання будинку з використанням конденсаційного котла проаналізовано ексергетичні втрати, яких можна уникнути, та втрати, які залежать від ефективності та взаємозв'язку окремих елементів установки. В роботі [5] ексергетичний аналіз застосовується для оцінки ефективності елементів енергетичних установок за різних температур навколишнього середовища. Але наразі комплексні методики дослідження ексергетичної ефективності установок базуються переважно на використанні методів термoeкономічного аналізу. Для підвищення ефективності енергетичних установок необхідні більш глибокі дослідження на основі ексерготехнологічного підходу. Комплексні методики на основі такого підходу можуть включати методи функціонального аналізу, теорії теплопередачі та інші сучасні методи дослідження [6 – 10]. Це дозволяє встановити причини виникнення та області локалізації ексергетичних втрат в енергетичних установках, розрахувати зазначені втрати, проаналізувати

вплив на них основних технологічних параметрів установки та шукати можливості зниження ексергетичних втрат, тобто підвищення ексергетичної ефективності.

Мета та завдання дослідження

Мета роботи – визначити напрями підвищення ексергетичної ефективності пластинчастих та гладкотрубних повітрогрійних теплоутилізаторів котельних установок шляхом встановлення закономірностей впливу технологічних параметрів теплоутилізаторів на ексергетичні втрати в процесах теплопередачі. Для досягнення зазначеної мети поставлено такі завдання:

- розробити комплексну методику розрахунку ексергетичних втрат у процесах теплопередачі через плоску і циліндричну стінки для повітрогрійних теплоутилізаторів та отримати відповідні залежності;
- на основі розробленої методики виконати розрахунки ексергетичних втрат різного типу, встановити закономірності впливу технологічних параметрів теплоутилізаторів на ексергетичні втрати та провести порівняльний аналіз втрат за різних технологічних параметрів;
- визначити напрями підвищення ексергетичної ефективності теплоутилізаційних систем, що включають пластинчасті та гладкотрубні повітрогрійні теплоутилізатори.

Методика проведення досліджень

В роботі розглядалися пластинчасті та гладкотрубні повітрогрійні теплоутилізатори, що входять до систем утилізації теплоти відхідних газів опалювального котла КСВа-2,0Г номінальною потужністю 2 МВт. Досліджено ексергетичні втрати, які обрано критеріями ексергетичної ефективності теплоутилізаторів. Розроблено комплексну методику розрахунку ексергетичних втрат, яка базується на ексерготехнологічному підході. При розробці методики використано системи інтегральних і диференціальних рівнянь, за допомогою яких отримано аналітичні залежності для розрахунку ексергетичних втрат в процесах теплопередачі через плоску та циліндричну стінки в повітрогрійних теплоутилізаторах.

Результати досліджень

Розглядалися поверхневі конденсаційні повітрогрійні теплоутилізатори, теплообмінна поверхня яких компонується із плоских пластин та пучків гладких труб при течії повітря всередині труб, а димових газів – в міжтрубному просторі. Товщина пластин з нержавіючої сталі становила 2 мм. Для трубних пучків використовувалися труби з зовнішнім

діаметром 31 мм і внутрішнім 25 мм. Критерієм ексергетичної ефективності теплоутилізаторів обрано ексергетичні втрати, для дослідження яких розроблено комплексну методику. Методика включає системи інтегральних рівнянь для розрахунку ексергетичних втрат і диференціальних рівнянь теорії теплопередачі. В рамках розробленої методики отримано аналітичні залежності для розрахунку ексергетичних втрат в процесах теплопровідності через плоску та циліндричну стінки, а також в процесах тепловіддачі від димових газів до плоскої та циліндричної стінок і тепловіддачі від стінок до повітря для пластинчастих та гладкотрубних повітрогрійних теплоутилізаторів. Далі наведено викладки для отримання величини ексергетичних втрат при теплопровідності через плоску стінку при граничних умовах першого роду:

$$E_{втр\lambda}^{nl} = -T_0 \int_V \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial x} dv = -T_0 \int_F \int_0^\delta dy dz \int_0^x \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial x} dx;$$

$$E_{втр\lambda}^{nl} = -T_0 F \int_0^\delta \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial x} dx;$$

$$E_{втр\lambda}^{nl} = T_0 F \lambda \int_0^\delta \left(\frac{dT}{dx} \right)^2 \frac{1}{T^2} dx;$$

$$q = -\lambda \frac{dT}{dx};$$

$$T = T_{cm,z} - \frac{T_{cm,z} - T_{cm,n}}{\delta} x.$$

Введемо позначення:

$$T_{CT, \Gamma} = a, \quad T_{CT, \Pi} = b,$$

$$T_{CT, \Gamma} - T_{CT, \Pi} = c, \quad \frac{T_{CT, \Gamma} - T_{CT, \Pi}}{\delta} = p.$$

Тоді:

$$T = a - px \quad E_{втр\lambda}^{nl}$$

$$E_{втр\lambda}^{nl} = -T_0 F \lambda \int_a^{a-p\delta} \frac{p}{T^2} dT = T_0 F \lambda p \left. \frac{1}{T} \right|_a^{a-p\delta},$$

$$E_{втр\lambda}^{nl} = T_0 F \lambda p \left(\frac{1}{a-p\delta} - \frac{1}{a} \right),$$

$$E_{втр\lambda}^{nl} = \frac{T_0 F \lambda (T_{cm,z} - T_{cm,n})^2}{\delta T_{cm,z} T_{cm,n}}, \quad E_{втр}^{nl} = \frac{T_0 N^2 \delta}{\lambda F T_{cm,z} T_{cm,n}}.$$

Подібні викладки проведено для розрахунку ексергетичних втрат при тепловіддачі від димових газів до плоскої стінки та від стінки до повітря і отримано відповідні залежності:

$$E_{втр, \alpha 1}^{nl} = \frac{T_0 N^2}{F \alpha_z T_{cm,z} T_{cm,n}}, \quad E_{втр, \alpha 2}^{nl} = \frac{T_0 N^2}{F \alpha_n T_{cm,z} T_{cm,n}}.$$

Ексергетичні втрати при теплопровідності через циліндричну стінку при граничних умовах першого роду:

$$E_{втр\lambda}^u = -T_0 \int_V \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial r} dv,$$

$$E_{втр}^u = -T_0 2\pi l \int_{r_1}^{r_2} r \left(\frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial r} \right) dr,$$

$$E_{втр\lambda}^u = 2\pi l T_0 \lambda \int_{r_1}^{r_2} r \left(\frac{1}{T} \frac{\partial T}{\partial r} \right)^2 dr,$$

$$T = T_{cm,z} - \frac{(T_{cm,z} - T_{cm,n})}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \ln \frac{r}{r_1},$$

$$E_{втр\lambda}^u = \frac{2\pi l T_0 \lambda k \ln \frac{r_2}{r_1}}{T_{cm,z} T_{cm,n}} = \frac{2\pi l T_0 \lambda (T_{cm,z} - T_{cm,n})^2}{\ln \frac{r_2}{r_1} T_{cm,z} T_{cm,n}},$$

$$E_{втр\lambda}^u = \frac{T_0 N^2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\pi \lambda l T_{cm,z} T_{cm,n}}.$$

При тепловіддачі від димових газів до стінки:

$$E_{\text{втр}, \alpha 1}^{\text{д}} - T_{\text{д}} \int_v \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial r} dv = -T_{\text{д}} \int_0^{2\pi} \int_0^l \int_{r_2}^{r_2+r_1} \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial r} r dr$$

$$E_{\text{втр}, \alpha 1}^{\text{д}} = -2\pi l T_{\text{д}} \int_{r_2}^{r_2+r_1} \frac{q}{T^2} \frac{\partial T}{\partial r} r dr.$$

На невеликій відстані від поверхні циліндра $r < r_1$ приймаємо лінійний розподіл температур по радіусу:

$$T = \frac{(T_{\text{г}} - T_{\text{см}})}{r_1} r + T_{\text{см}};$$

$$E_{\text{втр}, \alpha 1}^{\text{д}} = -2\pi T_{\text{д}} l \alpha 1 \frac{(T_{\text{г}} - T_{\text{см}})}{r_1} \int_{r_2}^{r_2+r_1} \frac{r dr}{\left(\frac{T_{\text{г}} - T_{\text{см}}}{r_1} r + T_{\text{см}} \right)^2};$$

$$E_{\text{втр}, \alpha 1}^{\text{д}} = \frac{k}{a^2} \left[\frac{a r_1}{(a r_2 + a r_1 + b)(a r_2 + b)} + \ln \frac{a r_2 + a r_1 + b}{a r_2 + b} \right]$$

$$\text{де: } a = \frac{T_{\text{г}} - T_{\text{ст}}}{r_1}, \quad b = T_{\text{ст}}, \quad k = 2\pi a T_{\text{д}} l \alpha 1$$

Провівши певні спрощення, отримуємо формулу для розрахунку ексергетичних втрат при тепловіддачі від димових газів до циліндричної стінки та від стінки до повітря:

$$E_{\text{втр}, \alpha 1}^{\text{д}} = \frac{2T_{\text{д}} N^2 (r_1 + r_2)}{r_1 F \alpha 2 (T_{\text{а}} + T_{\text{в}})^2},$$

Подібні викладки проведено для тепловіддачі від стінки до повітря та отримано формулу для розрахунку ексергетичних втрат:

$$E_{\text{втр}, \alpha 2}^{\text{д}} = \frac{2N^2 T_{\text{д}} (r_1 + 2r_2)(r_1 + r_2)}{r_2^2 F \alpha 1 (T_{\text{г}} + T_{\text{в}})^2}.$$

За отриманими формулами розраховано ексергетичні втрати для розглянутих теплоутилізаторів. Основні вихідні дані, необхідні для розрахунків, представлено у таблицях 1 і 2. Розраховано ексергетичні втрати в процесах теплопровідності, тепловіддачі від димових газів до стінки та тепловіддачі від стінки до повітря для пластинчастих і гладкотрубних повітрогрієвих теплоутилізаторів. Ексергетичні втрати розраховано на вході та виході теплоутилізаторів при різних значеннях теплопродуктивності теплоутилізаторів для двох областей температури навколишнього середовища: від -20 °С до -5 °С та від 0 до 10 °С (табл. 3, рис. 1, 2). Різниця між значеннями ексергетичних втрат в процесах теплопровідності на вході та виході з теплоутилізаторів є незначною, тому в таблиці 3 наведено значення середніх ексергетичних втрат.

Як видно з таблиці 3 та рисунків, для всіх типів ексергетичних втрат, значення теплопродуктивності теплоутилізатора і температур навколишнього середовища значення ексергетичних втрат для гладкотрубного теплоутилізатора вище відповідних значень для пластинчастого теплоутилізатора. Так значення ексергетичних втрат при теплопровідності через стінку теплоутилізатора для гладкотрубного теплоутилізатора вище відповідних втрат для пластинчастого теплоутилізатора в середньому в 2,7 рази. Відповідні

Табл. 1. Вихідні дані для розрахунків ексергетичних втрат в пластинчастому теплоутилізаторі

Q , кВт	71,1	58,1	46,1	35,2	52,6	39,4	23,6
$T_{\text{д}}$, °С	-20	-15	-10	-5	0	5	10
F , м ²	30,4	30,4	30,4	30,4	30,4	30,4	30,4
δ , м	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
$t_{\text{гх}}^{\text{н}}$, °С	-20	-15	-10	-5	0	5	10
$t_{\text{гхх}}^{\text{н}}$, °С	65,8	64,3	62,3	59,8	63,4	60,4	55,2
$t_{\text{гх}}^{\text{с}}$, °С	156,8	145,5	133,2	120,0	130,8	116,5	95,3
$t_{\text{гхх}}^{\text{с}}$, °С	84,0	78,1	71,6	64,5	76,7	69,0	57,9
λ , Вт/(м ² •°С)	29	29	29	29	29	29	29
$\alpha 1$, Вт/(м ² •°С)	48,1	43,6	38,9	34,2	47,9	42,2	33,1
$\alpha 2$, Вт/(м ² •°С)	60,1	55,7	51,5	47,6	60,8	55,8	48,8

значення при тепловіддачі від димових газів до стінки становлять 1,6 рази, а при тепловіддачі від стінки до повітря – 1,3 рази. Найменші втрати в теплоутилізаторах пов’язані з теплопровідністю, найбільші – з тепловіддачею від стінки до повітря. При підвищенні теплопродуктивності теплоутилізаторів ексергетичні

втрати всіх типів в обох областях температури навколишнього середовища збільшуються. В області зміни температури навколишнього середовища від -20 °С до -5 °С при втратах внаслідок теплопровідності для пластинчастого теплоутилізатора при збільшенні теплопродуктивності ексергетичні втрати збільшуються

Табл. 2. Вихідні дані для розрахунків ексергетичних втрат в Гладкотрубному теплоутилізаторі

Q , кВт	71,1	57,8	45,9	34,7	51,5	37,2	22,2
T_o , °С	-20	-15	-10	-5	0	5	10
F , м ²	29,4	29,4	29,4	29,4	29,4	29,4	29,4
δ , м	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003
t_{ax}^n , °С	29	29	29	29	29	29	29
t_{aux}^n , °С	66,0	64,0	62,1	59,1	62,3	57,6	52,5
t_{ax}^c , °С	156,8	145,5	133,2	120,0	130,8	116,5	95,3
t_{aux}^c , °С	84,2	78,7	72,1	65,5	78,0	71,8	59,0
λ , Вт/(м ² •°С)	29	29	29	29	29	29	29
α_1 , Вт/(м ² •°С)	38,4	34,7	30,9	27,1	37,6	33,2	26,0
α_2 , Вт/(м ² •°С)	98,0	89,3	85,1	76,8	91,5	69,4	61,7
L , м	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
$r1$, м	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016	0,016
$r2$, м	0,013	0,013	0,013	0,013	0,013	0,013	0,013

Табл. 3. Ексергетичні втрати в процесах теплопровідності для пластинчастого та гладкотрубного теплоутилізаторів

T_o , °С		-20 – -5				0 – 10		
Пластинчастий теплоутилізатор	Q , кВт	71,1	58,1	46,1	35,2	52,6	39,4	23,6
	$E_{втр,\lambda}^n$, кВт	0,025	0,015	0,010	0,0065	0,015	0,0085	0,003
Гладкотрубний теплоутилізатор	Q , кВт	71,1	57,8	45,9	34,7	51,5	37,2	22,2
	$E_{втр,\lambda}^c$, кВт	0,060	0,045	0,030	0,020	0,040	0,025	0,009

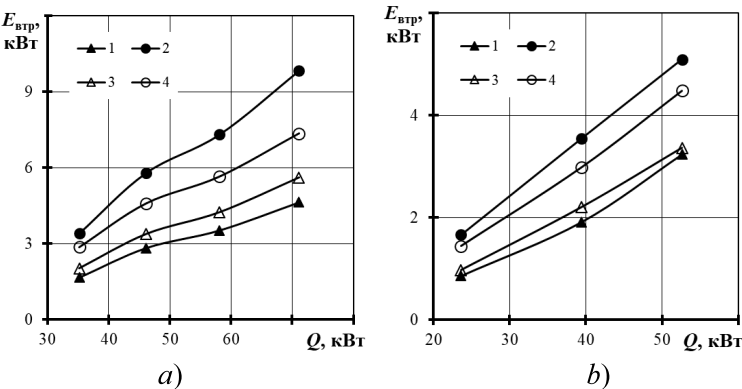


Рис. 1. Ексергетичні втрати на вході (1, 2) та на виході (3, 4) пластинчастого теплоутилізатора при різних значеннях теплопродуктивності: а) при T_o від -20 до -5 °С; б) при T_o від 0 до 10 °С: 1, 3 – тепловіддача від димових газів до стінки; 2, 4 – тепловіддача від стінки до повітря

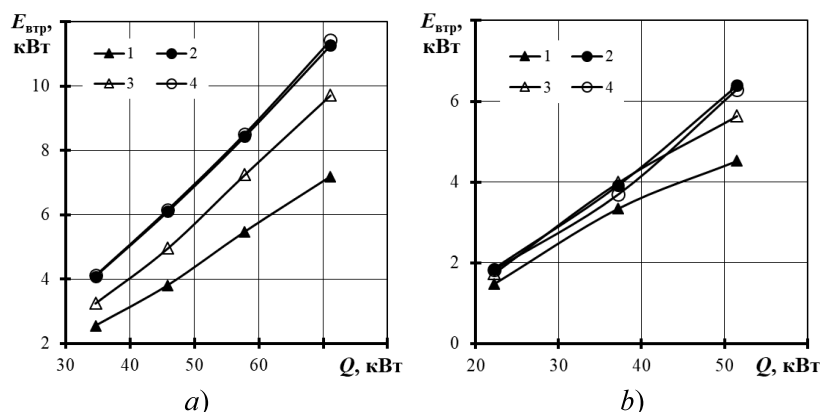


Рис. 2. Ексергетичні втрати на вході (1, 2) та на виході (3, 4) гладкотрубного теплоутилізатора при різних значеннях теплопродуктивності: а) при T_0 від -20 до -5 °С; б) при T_0 від 0 до 10 °С: 1, 3 – тепловіддача від димових газів до стінки; 2, 4 – тепловіддача від стінки до повітря

в 4 рази, при втратах внаслідок тепловіддачі від димових газів до стінки та від стінки до повітря, в середньому – у 2,7 рази. В області зміни температури навколишнього середовища від 0 до 10 °С відповідні значення становлять 8 і 3,3 рази. Отже при більших значеннях температури навколишнього середовища підвищення ексергетичних втрат на одиницю зміни теплопродуктивності є більш суттєвими. Подібні зміни ексергетичних втрат із зростанням теплопродуктивності мають місце також для гладкотрубного теплоутилізатора. Що стосується характеру зміни залежностей ексергетичних втрат від теплопродуктивності, то для всіх типів ексергетичних втрат і для різних областей температури навколишнього середовища він приблизно однаковий: криві являють собою практично лінійну залежність. Однак для гладкотрубного теплоутилізатора тангенс кута нахилу кривих до осі абсцис більший, ніж для пластинчастого теплоутилізатора: для ексергетичних втрат при теплопровідності, в середньому, в 2 рази, при тепловіддачі в середньому в 1,4 рази. Для всіх типів ексергетичних втрат для гладкотрубного і для пластинчастого теплоутилізатора в області зміни температури навколишнього середовища від -20 до -5 °С тангенс кута нахилу кривих до осі абсцис більше, ніж в області зміни температури навколишнього середовища від 0 до 10 °С. Що стосується різних типів втрат, то ексергетичні втрати при теплопровідності зростають дуже незначно в обох областях зміни температури зовнішнього середовища як для пластинчастого, так і для гладкотрубного теплоутилізаторів. Підвищення ексергетичних втрат при тепловіддачі від стінки до повітря на одиницю зміни теплопродуктивності є більш суттєвим, ніж при тепловіддачі від димових газів до стінки. Таким чином, для всіх типів ексергетичних втрат, для всіх значень теплопродуктивності теплоутилізатора

і температури навколишнього середовища ексергетична ефективність пластинчастого теплоутилізатора вища, ніж ексергетична ефективність гладкотрубного теплоутилізатора. При цьому для всіх значень теплопродуктивності теплоутилізатора найбільші ексергетичні втрати пов'язані з тепловіддачею від стінки до повітря. Для підвищення ексергетичної ефективності теплоутилізаційних систем необхідно насамперед знижувати ексергетичні втрати при тепловіддачі від стінки до повітря та максимально використовувати при глибокій утилізації теплоти пластинчасті теплоутилізатори різних типів.

Висновки

1. Для повітрогрійних теплоутилізаторів котельних установок розроблено комплексну методику розрахунку ексергетичних втрат у процесах теплопередачі через плоску і циліндричну стінки та отримано відповідні формули. Методика включає інтегральні рівняння для розрахунку ексергетичних втрат та диференціальні рівняння теорії теплопередачі у застосуванні до теплоутилізаційних систем.

2. Із використанням розробленої методики виконано розрахунки ексергетичних втрат різного типу у процесах теплопередачі для повітрогрійних теплоутилізаторів та проведено порівняльний аналіз ексергетичних втрат в теплоутилізаторах за різних технологічних параметрів.

3. Встановлено, що для всіх типів ексергетичних втрат, значення теплопродуктивності теплоутилізатора і температури навколишнього середовища значення ексергетичних втрат для гладкотрубного теплоутилізатора вище відповідних значень для пластинчастого теплоутилізатора. Для всіх значень теплопродуктивності теплоутилізатора найбільші ексергетичні втрати пов'язані з тепловіддачею від стінки до повітря.

4. Для підвищення ексергетичної ефективності теплоутилізаційних систем необхідно в першу чергу знижувати ексергетичні втрати при тепловіддачі від стінки до повітря та максимально використовувати пластинчасті теплоутилізатори.

ЛІТЕРАТУРА:

1. *Sangi R., Müller D.* Application of the second law of thermo-dynamics to control: A review. *Energy*. 2019. vol. 174, no. 1. pp. 938–953. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.03.024>
2. *Taner T.* Energy and exergy analyze of PEM fuel cell: A case study of modeling and simulations. *Energy*. 2018. №143. P.284–294.
3. *Seyitoglu SS., Dincer I., Kilicarslan A.* Energy and exergy analyses of hydrogen production by coal gasification. *International Journal of Hydrogen. Energy*. 2017. № 42. P.2600.
4. *Picallo-Perez A., Sala J. M., Tsatsaronis G., Sayadi S.* Advanced Exergy Analysis in the Dynamic Framework for As-sessing Building Thermal Systems. *Entropy*. 2019. vol. 22, no. 1, Dec. p. 32. doi: 10.3390/e22010032.
5. *Zare V., Moalemi A.* (2017). Parabolic trough solar collectors integrated with a Kalina cycle for high temperature applications. Energy, exergy and economic analyses. *Energy Conversion and Management*. 151.681-692. <https://doi.org/10.1016/j.enconman.2017.09.028>
6. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Meranova N., Sherenkovskii Ju.* Efficiency of the air heater in a heat recovery system at different thermophysical parameters and operational modes of the boiler. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 6/8 (96). P. 43-48. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.147526>
7. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Shevchuk S.* Comparative analysis of exergetic efficiency of methods of protection of gas exhaust tracks of boiler installations. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 3/8 (111). 2021. P.42–49. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021/234026>
8. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Gnedash G., Shevchuk S.* Complex methods for analysis of efficiency and optimization of heat-recovery system. *Scientific and innovation*. 2021. 17(4). P.11-18. <https://doi.org/10.15407/scine17.04.011>.
9. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Novakovsky M.* Study of the efficiency of a combined heat utilization system using the graph theory methods. *International scientific journal "Internauka"*. 2019. 15 (1). C.61–63.
10. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Meranova N.* Arget functions of optimization of heat recovery systems. *International scientific journal "Internauka"*. 2020. 1/3 (83). 23–27.

STUDY OF EXERGY LOSSES IN PLATE AND SMOOTH-TUBE AIR-HEATING EXCHANGERS OF BOILER PLANTS

Fialko N.¹, Stepanova A.², Navrodska R.³, Shevchuk S.⁴

¹Corresponding Member of the National Academy of Sciences of Ukraine, Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Maria Kapnistst., Kyiv, 03057, Ukraine, Head of Department, Professor, orcid.org/0000-0003-0116-7673, e-mail: nmfialko@ukr.net

²PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Maria Kapnistst., Kyiv, 03057, Ukraine, Leading Researcher, Senior Research Scientist, orcid.org/0000-0001-9297-8473, e-mail: mbsh07@ukr.net

³PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Maria Kapnistst., Kyiv, 03057, Ukraine, Leading Researcher, Senior Research Scientist, orcid.org/0000-0001-7476-2962, e-mail: navrodska-ittf@ukr.net

⁴PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Maria Kapnistst., Kyiv, 03057, Ukraine, Senior Researcher, orcid.org/0000-0001-8046-0039, e-mail: s.i.shevchuk@gmail.com

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.9>

Abstract. The study results of exergy losses in the heat transfer processes through a flat wall and cylindrical wall in heat-recovery exchangers of recovery systems for heat of boiler plants exhaust gases are presented. We considered plate and smooth-tube air-heating heat recovery systems, which are included in the heat recovery systems of a heating boiler with a nominal capacity of 2 MW. The values of exergy losses were chosen as a criterion for the exergetic efficiency of heat recovery exchangers. The purpose of the work is to determine the directions for increasing the exergy efficiency of plate and smooth-tube air-heating heat exchangers of boiler plants by establishing the regularities of the technological parameters influence of heat exchangers on exergy losses in heat transfer processes. A complex methodology for calculating exergy losses in the heat transfer processes through flat wall and cylindrical wall has been developed for air-heating heat-recovery exchangers of boiler plants and the corresponding dependencies have been obtained. The methodology includes integral equations for

calculating exergy losses and differential equations of heat transfer theory when applied to heat recovery systems. The developed methodology was used to calculate of various types exergy losses in heat transfer processes for air-heating heat recovery exchangers and to conduct a comparative analysis of exergy losses in heat recovery exchangers with different technological parameters. It was established that for all types exergy losses, heating capacity values of heat recovery exchanger and ambient temperature, the exergy losses values for a smooth-tube heat recovery exchanger are higher than the corresponding values for a plate heat recovery exchanger. For all heating capacity values of heat recovery exchanger, the largest exergy losses are associated with heat transfer from the wall to the air. To increase the exergetic efficiency of heat utilization systems, it is necessary first of all to reduce exergetic losses during heat transfer from the wall to the air and to use plate heat exchangers as much as possible.

References 10, table 3, figures 2.

Key words: exergetic efficiency; exergy losses; heat recovery systems.

1. Sangi R., Müller D. Application of the second law of thermo-dynamics to control: A review. *Energy*. 2019. vol. 174, no. 1. pp. 938–953. <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.03.024>
2. Taner T. Energy and exergy analyze of PEM fuel cell: A case study of modeling and simulations. *Energy*. 2018. №143. P.284–294.
3. Seyitoglu SS., Dincer I., Kilicarslan A. Energy and exergy analyses of hydrogen production by coal gasification. *International Journal of Hydrogen. Energy*. 2017. № 42. P.2600.
4. Picallo-Perez A., Sala J. M., Tsatsaronis G., Sayadi S. Advanced Exergy Analysis in the Dynamic Framework for Assessing Building Thermal Systems. *Entropy*. 2019. vol. 22, no. 1, Dec. p. 32. <https://doi.org/10.3390/e22010032>
5. Zare V., Moalemi A. Parabolic trough solar collectors integrated with a Kalina cycle for high temperature applications. Energy, exergy and economic analyses. *Energy Conversion and Management*. 2017. 151. 681–692. [Link] <https://doi.org/j.enconman.2017.09.028>
6. Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Meranova N., Sherenkovskii J. Efficiency of the air heater in a heat recovery system at different thermophysical parameters and operational modes of the boiler. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 6/8 (96). P. 43–48. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.147526>.

7. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Shevchuk S.* Comparative analysis of exergetic efficiency of methods of protection of gas exhaust tracks of boiler installations Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 3/8 (111). 2021. P.42-49. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2021/234026> ISSN 1729-3774 4061.2021/234026.
8. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Gnedash G., Shevchuk S.* Complex methods for analysis of efficiency and optimization of heat-recovery system. Scientific and innovation. 2021. 17(4). P.11-18. <https://doi.org/10.15407/scine17.04.011>.
9. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Novakovsky M.* Study of the efficiency of a combined heat utilization system using the graph theory methods. International scientific journal "Internauka". 2019. 15 (1). P. 61–63.
10. *Fialko N., Stepanova A., Navrodska R., Meranova N.* Arget functions of optimization of heat recovery systems. International scientific journal "Internauka". 2020. 1/3 (83). 23–27.

Отримано 30.06.2024

Received 30.06.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 662.7

КАВІТАЦІЙНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА НОВЕ ТЕПЛОМАСООБМІННЕ ОБЛАДНАННЯ – ПЕРСПЕКТИВНИЙ НАПРЯМОК ПРИГОТУВАННЯ ВОДОВУГІЛЬНОГО ПАЛИВА

Ободович О.М.¹, д.т.н., Целень Б.Я.², к.т.н., Переяславцева О.О.³, к.т.н., Степанова О.Є.⁴, к.т.н.

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Канніст 2а, Київ, 03680, Україна

¹завідувач відділу, професор НАН України, e-mail: tdsittf@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-7213-3118>

²пров.н.с., с.н.с., e-mail: b0d@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-5213-0219>

³пров.н.с., с.н.с., e-mail: alena_p11@ukr.net

⁴с.н.с., e-mail: super-olesya2807@ukr.net, ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-7179-7251>

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.10>

Проведений аналіз існуючих технологій та обладнання для приготування водовугільного палива показав ефективність кавітаційного впливу на водовугільну суміш. Запропоновано нові технології та тепломасообмінне обладнання, що працюють на основі методу ДІВЕ як перспективного напрямку в приготуванні водовугільного палива.

The analysis of existing technologies and equipment for the preparation of hydro-coal fuel showed the effectiveness of the cavitation effect on the hydro-coal mixture. New technologies and heat and mass exchange equipment operating on the basis of the DPIE method are proposed as a promising direction in the preparation of hydrocarbon fuels.

Бібл. 15, рис. 6, табл. 2.

Ключові слова: водовугільне паливо, дискретно-імпульсне введення енергії, кавітація, роторно-пульсаційні апарати, тепломасообмінне обладнання.

ВВП – водовугільне паливо;

ДВЗ – двигун внутрішнього згоряння;

ДІВЕ – дискретно-імпульсний введення енергії;

ІТТФ – Інститут технічної теплофізики;

НАНУ – Національної академії наук України;

НПЗ – нафтопереробний завод;

РВТ – ресивер високого тиску;

РНТ – ресивер низького тиску;

РПА – роторно-пульсаційний апарат;

ТЕЦ – теплоелектроцентрально;

УВВП – універсальне водовугільне паливо;

ШРКП – штучні рідкі композиційні палива.

У зв'язку з відхиленнями у стабільній роботі атомних та гідроелектростанцій через військові дії у найближчій перспективі прогнозується підвищення ролі вугілля у паливно-енергетичному балансі України, що зумовлено його великими запасами. Однак екологічні обмеження (особливо після ратифікації Кіотського протоколу) вимагають розробки та впровадження нових екологічно чистих вугільних технологій, що забезпечують найповніше використання палива за максимально зниженого шкідливого навантаження на довкілля.

Враховуючи, що імпорту нафти та газу скорочуються, збільшується вартість їх виробництва та постачання, вугілля в Україні стає практично єдиним енергоносієм місцевого походження. Для подолання критичної ситуації, що склалася у паливно-енергетичному комплексі країни, намітилися тенденції щодо

розробки та реалізації програм енергозбереження, а також створення та впровадження нових, ефективних, екологічно чистих паливних технологій. Однією з головних вважається перехід на широке використання водовугільного палива (ВВП) [1, 2].

Мета роботи – на основі аналізу існуючих технологій та обладнання для приготування водовугільного палива показати ефективність кавітаційного впливу на водовугільну суміш та запропонувати нові технології та тепломасообмінне обладнання, що працюють на основі методу ДІВЕ, як перспективного напрямку в приготуванні ВВП.

Водовугільне паливо, водовугілля (ВВП) – рідке паливо, яке отримують шляхом змішування подрібненого вугілля, води та пластифікатора. Використовується на теплогенеруючих об'єктах, здебільшого як альтернативи-

ва природному газу та мазуту. Дозволяє суттєво зменшити витрати при виробництві теплової і електричної енергії. Концептуально належить до технологій “чистого вугілля”.

ВВП має задані реологічні (в'язкість, напруга зсуву), седиментаційні (зберігання однорідності у статичних та динамічних умовах) й паливні (енергетичний потенціал, повнота вигорання органічних сполук) характеристики (табл. 1). Параметри водовугілля чітко регламентовані національними стандартами Китаю [3], які можуть застосовуватися як еталон. Також для водовугільного палива характерні такі властивості: температура займання – 800-850 °С, температура горіння – 950-1150 °С, теплотворна здатність – 370-4700 Ккал. Ступінь згорання вуглецю понад 99 %. Водовугілля пожежо- та вибухобезпечне. Застосовується як паливо для промислового котла, електричного котла і промислової печі замість мазуту та газу; і сировина для газифікації вугілля.

Основні світові напрацювання в галузі водовугільного палива [4]:

В Китаї дана технологія є однією з основних запроваджених у країні з метою зниження залежності від дефіцитних рідких та газоподібних видів палива. На сьогодні Китай – світовий лідер у галузі розробок та впровадження водовугільного палива у тепло- та електроенергетиці. Щорічний обсяг виробництва водовугільного палива становить 40-60 млн. тонн.

Провідними розробниками технології водовугілля в Китаї є Пекінський науково-дослідний вугільний інститут, Пекінський вугільний проектний інститут, Гуобанська науково-технологічна компанія, Шеянський теплоенергетичний інститут. До найбільших проектів, реалізованих у Китаї, слід віднести: 1998 р. Шандунська ТЕЦ (220 тонн пари на годину); 2003 р. Шеньянський НПЗ (75 тонн пари на годину); 2004 р. ТЕЦ у м. Тінгдао (130 тонн пари на годину, 2 турбіни на 12 та

25 МВт); 2004 р. Гуандунська ТЕЦ (670 тонн пари на годину); 2005 р. завод приготування водовугілля та ТЕЦ у м. Маомінь (440 тонн пари на годину, 1,5 млн. тонн водовугілля).

В Японії до вдало реалізованих та значущих проектів слід віднести: 1986 р. Mitsubishi Heavy Industries (Енергетична станція, 260 тонн пари на годину, 75 МВт); 1989 р. Hitachi Zosen (34 тонн пари на годину); 1990 р. Japan COM (110 тонн пари на годину, доставка палива танкером на відстань 680 км); 1993 р. Japan CJM Ltd (котел енергетичної станції 600 МВт).

В Італії технологія розроблялася при пошуку еквівалентної заміни для нафти та зручних рішень з транспортування вугілля на довгі відстані. Фірмою Snamprogetti (Мілан) було розроблено технологію приготування палива Reosab, основною особливістю якої є отримання близького до бімодального розподілу часток за розмірами. Було споруджено комплекси з приготування водовугілля у м. Ліворно та Порто-Торрес, переобладнано енергетичні станції фірми ENEL потужністю 35 та 75 МВт.

Швеція відома своїми розробками з приготування водовугільного палива, якими займалися компанії АВ Carbogel, Nycol, Fluidcarbon international АВ. Особливість технологій цих фірм полягає у використанні низькозольного вугілля, що передбачає застосування процесу глибокого збагачення вугілля. Технологія приготування передбачає: двостадійний помел, грохочення, пінну флотацію, зневоднення кеку на вакуумних фільтрах, перемішування кеку з водою та реагентом. За рахунок такого процесу отримують водовугільне паливо з високими якісними характеристиками: зола до 2,8 %, тверда фаза до 75 %, в'язкість 1000 МПа/с, нижча теплота згорання – 20 МДж/кг.

У Канаді компанією Lafard Canada Inc. у 1984 було продемонстровано процес приготування водовугілля безпосередньо перед спаленням у роторній цементній

Табл. 1. Параметри водовугільного палива [3]

Параметри	I клас	II клас	III клас	Стандарт Китаю
Вміст вугілля, %	≥ 65	63-65	60-63	GB/T18856.2
В'язкість	≤ 1200 мПа/с			GB/T18856.4
Теплота згорання (нижча), Ккал	≥ 4700	4420-4660	4000-4420	GB/T 213
Зольність, %	≤ 6	6-8	8-10	GB/T 213
Вміст сірки, %	≤ 0,35	0,35-0,65	0,65-0,80	GB/T 214
Температура пом'якшення плавкості золи	≤ 1250			GB/T 219
Частинки (зерна) понад 300 мкм, %	≤ 0,05	0,05-0,20	0,20-0,80	GB/T18856.3
Частинки (зерна) до 75 мкм, %	≥ 75,0			
Вміст летких речовин, %	>30	20-30	≤ 20	GB/T18856.7

печі. Характерно, що для приготування використовувалося вугілля та хвости мокрого процесу збагачення. У зв'язку з відсутністю необхідності у транспортуванні та збереженні використовувалися лише найпростіші реагенти з метою покращення диспергації та зниження в'язкості. Подальші розробки технології водовугільного палива було скорочено у зв'язку зі зниженням цін на нафту та нафтопродукти.

Основною передумовою початку розробок технології водовугільного палива в США стала необхідність утилізації відходів мокрого збагачення вугілля (40-50 млн. тонн на рік) та пошук ефективних засобів транспортування вугілля на великі відстані. Зокрема, на електростанції "Сивард Стейшн" було проведено сумісне спалення водовугілля та пиловугілля.

Основні сучасні технології [4]:

- "Reocarb" (Італія, СРСР). Технологія передбачає помел у кульовому млині порівняно низькоконцентрованої суміші, а потім грубий помел у стержневому млині при певних співвідношеннях крупної (0-3 мм) та тонкої (0-0,040 мм) фракцій і підвищенням концентрації водовугільного палива до 62-65 % з використанням пластифікатора. При цьому гранулометричний склад вугілля в суспензійному середовищі при двостадійному помелі наближається до бімодального. Зольність вугілля знаходиться в межах 10-20 %. Водовугільне паливо, отримане таким чином, має добрі споживчі властивості і може транспортуватися по трубах на великі відстані та зберігатися протягом тривалого часу без зміни характеристик.

- "Carbogel" (Швеція, Канада). Технологія включає двостадійний помел вугілля в кульових млинах з наступним збагаченням вугілля методом флотації. Змішування збагаченого і частково зневодненого вугілля з водорозчинною хімічною добавкою проводиться в гомогенізаторі до отримання стабільного водовугільного палива. При вихідній зольності вугілля 15 %, зольність кінцевого продукту складає 2,8-4,0 %. Максимальна масова концентрація вугілля у суспензії – 75 %.

- "Co-Al" (Велика Британія). Основною особливістю технології є точна відповідність гранулометричного складу вугілля у водовугільному паливі заданому. Обов'язковою умовою є максимальний вміст у суспензії колоїдних частинок розміром менше 0,003 мм. Технологічна схема передбачає двостадійне подрібнення суміші вугілля і збагаченого флотоконцентрату в присутності водорозчинної хімічної добавки. Контроль крупності здійснюється на грохоті. При необхідності верхній продукт грохочення повертається на повторне

подрібнення. Кінцевим продуктом є водовугільне паливо зольністю 6,5 % при максимальному вмісті в ньому твердого до 72 %.

- "Fluidcarbon" (Швеція). Шведська фірма "Флюїдкарбон інтернейшнл" розробила спосіб отримання котельного палива у вигляді висококонцентрованої водовугільної суспензії. У складі палива, крім тонкоподрібненого низькозольного вугілля та води, є спеціальна хімічна добавка (близько 1 %). Приготування палива здійснюється в чотири стадії, що включають мокре подрібнення вугілля у кульових млинах, збагачення подрібненого продукту флотацією, зневоднення флотоконцентрату на барабанних вакуум-фільтрах, усереднення палива за якістю. В результаті таких технологічних операцій кінцевий продукт має зольність не вище 2,8 % при вмісті твердого 68 %. За патентом США водовугільна суспензія, одержана за технологією "Fluidcarbon", може мати концентрацію в межах 60-80 % вугілля за масою.

- "Densecoal" (Німеччина). Технологія розроблена фірмами BASF AG та "Salzgitter AG" і передбачає як мокре, так і сухе подрібнення вугілля. У процесі такого подрібнення отримують продукт із середньою крупністю 0,04 мм, хоча в принципі технологія дозволяє отримання різних гранулометричних складів вугілля і різної в'язкості суспензії. В залежності від якості вихідного вугілля і подальшого використання паливної композиції регулюють тривалість знаходження компонентів у млині, швидкість обертання його барабана, а також вихідну крупність, кількість і склад хімічних домішок.

На даний момент розвитку технологій приготування водовугільних палив одним із найперспективніших і найоптимальніших є його приготування з використанням ефекту кавітації. Такі водовугільні палива часто називають кавітаційними водовугільними паливами. Штучні рідкі композиційні палива (ШРКП) є одним з підвидів таких палив, і є сумішшю з вугілля, води та інших компонентів, приготовлені з використанням спеціальних пристроїв-кавітаторів. Кавітаційна обробка – це вплив на середовище великими тисками (у тому числі і змінного значення) та температурами. Кавітаційна обробка дозволяє отримати однорідне дрібнодисперсне паливо стійке до седиментації. Це дозволяє зберігати кінцевий продукт тривалий час у різних резервуарах до його безпосереднього застосування у технологічному процесі (у разі спалювання). ШРКП (як підвид ВВП) також може містити технічний гліцерин, метанол і багато інших відходів хімічної промисловості, що підлягають утилізації шляхом спалювання.

Технологічна лінія, скомпонована у відповідності до способу виробництва ШРКП, показана на рис. 1.

Вугілля А з бункера 1 живильником-дозатором 2 подається в дробарку первинного подрібнення 3. Спочатку подрібнене до фракції 2 мм вугілля надходить у диспергатор ультратонкого подрібнення 4, в якому розмелюється до стану порошку з середнім розміром частинок 30 мкм. У міксері 5 вугільний порошок активно змішується з водою В і технологічними добавками С, що амеліорують властивості ШРКП. Суміш з міксера надходить у кавітатор 6, в якому проводиться дробка паливної композиції. При цьому утворюється значна ультрадисперсна фракція (5-10 мкм) вугільного компонента, а також відбуваються зміни в рідкій фазі. При необхідності, в залежності від марки вихідного вугілля, обробка палива може проводитися в циклічному режимі з використанням буферного бака 7, оскільки продуктивність кавітатора 6 вище продуктивності диспергатора 4. Готове паливо ШРКП надходить в бак 8. Схема запропонованої технологічної установки лінійна, що дуже зручно з погляду автоматизації технологічного процесу.

Найбільш перспективним способом на сьогоднішній день є спосіб із використанням двоступінчастого ведення процесу: на першому ступені здійснюють “сухе подрібнення” вугілля, а на другому – кавітаційне. Одним із них є спосіб отримання водовугільного палива за допомогою кавітаційно-вихрової технології, що дозволяє отримувати суспензію із середнім розміром частинок вугілля 6-10 мкм [5].

При розробці технологій отримання водовугільного палива найбільш раціонально, по можливості, поєднувати кілька простих процесів в одному пристрої (отримання води зі лужним значенням водневого показника, змішання, диспергування, гомогенізація). При кавітаційній обробці води, залежно від розчинених у ній домішок, спостерігається підвищення водневого показника в лужну область внаслідок, як передбачається

в роботі [6], утворення молекул води у “збудженому” (“активованому”) стані, радикалів водню та гідроксилу, іонів водню та гідроксильних іонів, молекул водню та пероксиду водню [7].

Також при кавітаційній обробці відбувається диспергування вугілля, деструкція молекул складових речовин із розпадом на окремі органічні складові з реакційно активною поверхнею частинок та значною кількістю вільних органічних радикалів з розміром частинок 6-10 мкм [8].

Водовугільне паливо повинне мати певні реологічні властивості. Залежно від реологічних властивостей водовугільне паливо може проявляти властивості ньютонівської (до 30 % дисперсної фази) та неньютонівської рідини (понад 30 % дисперсної фази) [9]. Крім цього, істотний вплив на реологічні властивості водовугільного палива надає температура.

В ІТТФ НАН України розроблено різноманітні технології і види кавітаційного обладнання, що працюють за методом ДІВЕ, рекомендовані для приготування водовугільного палива.

На рис. 2 показано схему експериментальної установки, що оснащена кавітаційним пристроєм із багаторазовим проходженням суспензії через кавітатор та вимірюванням швидкості потоку, розподілення кавітаційних бульбашок, температури, тиску, енергоспоживання.

Експериментальна установка складається з ємності 1 об'ємом 8 л, вимірювальної труби 2 діаметром 76 мм і довжиною 180 мм, виготовленої з спеціального скла, в якій встановлений закріплений на валу кавітатор 3, з'єднаний через муфту з валом електродвигуна 4, і трубопроводу рециркуляції 5. Тиск рідини вимірювали до і після кавітатора мановакуумметрами 6. Швидкість руху потоку рідини в трубі вимірювали витратоміром 7 і регулювали за допомогою вентиля 8, а температуру рідини в ємності вимірювали термopарою 9. Необхідне розрідження створювалося за допомогою вакуумного насоса 10.

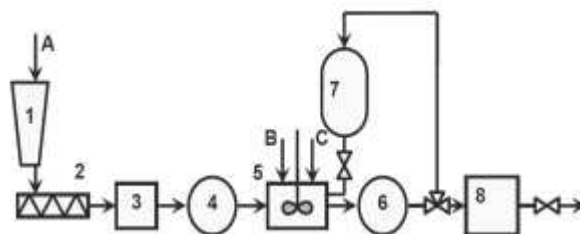


Рис. 1. Схема технологічної лінії виробництва ШРКП: 1 – вугільний бункер; 2 – живильник-дозатор; 3 – дробарка; 4 – диспергатор; 5 – змішувач; 6 – кавітатор; 7 – буферний бак; 8 – бак готового ШРКП; А – вугілля; В – вода; С – технологічні домішки

Особливістю установки є вузол кавітаційного диспергування, який являє собою встановлену на валу крильчатку для створення кавітаційного впливу та одночасного транспортування потоку. Таке рішення дозволяє регулювати розміри і щільність кавітаційних каверн при різній продуктивності, створюючи більш інтенсивний вплив кавітації в порівнянні зі статичними кавітаторами. Однак, з іншого боку, виникає необхідність застосування стійкіших до кавітаційного впливу матеріалів внаслідок підвищеного абразивного зносу крильчатки та робочої області.

Кавітаційна обробка сприяє деструкції молекул вугілля, що розпадається на окремі органічні складові з активною поверхнею частинок та високою кількістю вільних органічних радикалів частинок розміром 5-10 мкм. В результаті кавітаційного впливу вода також зазнає змін – у ній утворюються атомарний водень, перекис водню H_2O_2 тощо [10]. Гідродинамічна кавітаційна обробка на стадії підготовки ВВП не лише механічно руйнує вугілля, а й змінює хімічний склад поверхневих шарів вугільних частинок за рахунок реакції окислення-гідролізу у воді. Це спричиняє зниження в'язкості та підвищення стабільності готової паливної суспензії, призводить до зміни динаміки горіння ВВП та додаткового зниження викиди в 1,6 разів, а в 1,3 рази. Кавітаційний спосіб отримання ВВП покращує реологічні та седиментаційні властивості цільового палива, знижує шкідливі викиди при горінні, впливає на параметри горіння [11]. застосування гідродинамічного

генератора для мокрого розмелу вугілля дозволяє підвищити дисперсність і забезпечити гомогенність ВВС, збільшити їх хімічну активність, що в результаті дало можливість отримати високо-реактивні ВВП із концентрацією вугілля близько 60-70 % [12].

На основі аналізу існуючих кавітаційних технологій в ІТТФ НАНУ запропоновано принципово новий кавітаційний реактор для проведення операції мокрого розмелу на другій стадії готування тонко дисперсних ВВС.

Апарати цього типу відрізняються високою зносостійкістю, що дозволяє обробляти грубодисперсні рідинні суміші з твердими частинками, незалежно від їх форми, розміру та абразивних властивостей. [13, 14]. Останнім часом модифікація цих апаратів спрямована на ініціювання в них кавітаційних явищ для підвищення ступеня диспергування та прискорення внутрішніх процесів. В рамках цього напрямку за участю авторів створено принципово новий тип кавітаційний пульсаційний апарат, в якому завдяки незначній, на перший погляд, зміні в конструкції ініціюється більш широкий комплекс кавітаційних механізмів, що дозволяє обробляти сировину із широким спектром структурно механічних і реологічних характеристик при порівняно невеликих питомих витратах енергії [15]. Новизна конструкції у порівняннях з традиційними пульсаційними апаратами полягає в тому, що в каналі рідинного тракту вміщено сопло Вентурі заданої геометрії.

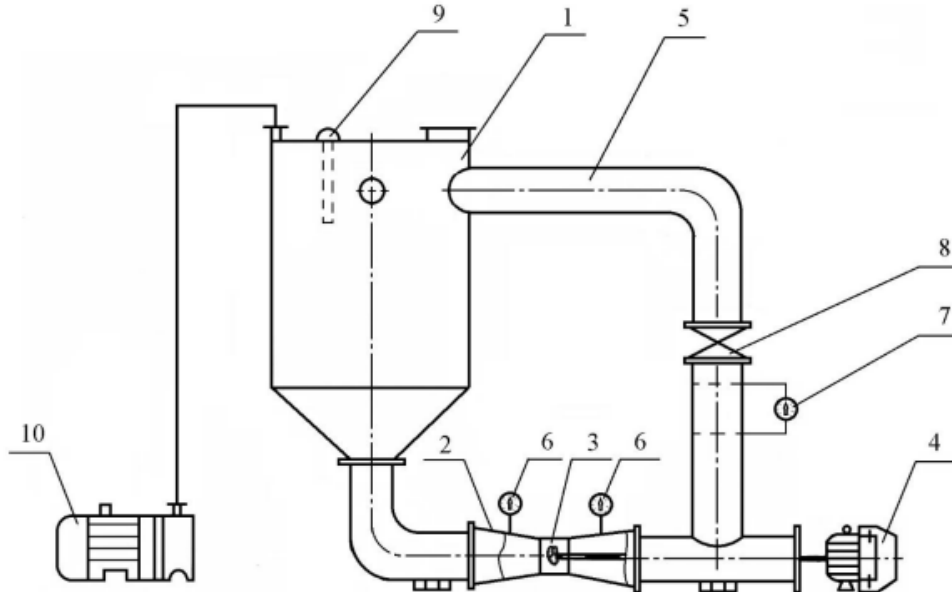


Рис. 2. Схема експериментальної установки: 1 – ємність; 2 – вимірювальна труба; 3 – кавітатор; 4 – електродвигун; 5 – трубопровід рециркуляції; 6 – мановакуумметри; 7 – вимірювач швидкості потоку (витратомір); 8 – вентиль; 9 – термомпара; 10 – вакуумний насос

На рис. 3 наведено принципову схему та загальний вигляд 2-мембранного кавітаційного пульсаційного диспергатора з соплом Вентурі. Апарат складається із завантажувальної ємності 7 з ВВС, яка знаходиться під атмосферним тиском; робочої камери з еліптичними боковими поверхнями 4; прямої труби 5, що з'єднує камеру 4 з ємністю 7. На ділянці труби 5 вміщено профільоване сопло Вентурі 6. Всередині камери 4 розміщено дві круглі гнучкі мембрани, які розділяють рідинний та газовий тракти апарата. за допомогою швидкодіючого е/м клапана 3 камера 4 у відповідності до заданої програми періодично з'єднується з ресивером низького тиску (РНТ) 1, або з ресивером високого тиску (РВТ) 2. Величина тиску в РВТ підтримується компресором, а величина тиску в РНТ – вакуумним насосом. Принцип роботи апарата полягає в наступному.

Ємність 7 завантажують у заданому співвідношенні суміш попередньо роздрібненого вугілля з водою. На початку роботи рідинна суміш через трубу 5 заповнює увесь об'єм камери 4, так що мембрани перекривають отвори, що з'єднують камеру з ресиверами. При з'єднанні камери з РВТ суміш під дією мембран виштовхується з камери 4 в ємність 7 через трубу 5 з соплом 6. Внаслідок швидкого інерційного руху вниз по трубі 5 рідина відривається від поверхні мембран із створенням глибокого вакууму над поверхнею стовпа рідини. Різка зміна тиску в об'ємі суміші в трубі прискорює масоперенос екстрагента всередині капілярної структури частинок сировини з можливим руйнуванням дисперсної фази і вилученням компонентів з клітин сировини. В ємності 7 під дією потужного струменя з труби відбувається інтенсивне турбулентне перемішування. завдяки різниці тиску рідина в трубі швидко гальмується, змінює напря-

мок руху та зворотній, входить в камеру і притискається до поверхні мембран. На цій стадії камера 4 через клапан підключається до РНТ і мембрани швидко розходяться, перекриваючи отвори до ресиверів. При цьому відбувається різке гальмування потоку на бокових еліптичних поверхнях камери завдяки чому створюються потужні ефекти гідродару всередині камери і в трубі [13, 14]. На цій стадії камера знову підключається до РВТ, на чому завершується черговий цикл роботи пульсатора. за період одного циклу в рідинному тракті апарата ініціюється сукупність потужних механізмів, таких як кавітаційні ефекти всередині сопла, гідравлічний удар, дія зсувних напружень та інтенсивна турбулізація суміші.

Основним недоліком всіх технологій і обладнання для приготування ВВП є те, що кінцевий продукт придатне для спалювання в певному типі печах, котлах або двигунах. Виходом з такої ситуації є створення універсального водовугільного палива (УВВП), придатного для всіх типів енергетичних установок.

Вимоги до універсального водовугільного палива:

1. Це паливо має бути універсальним, тобто придатне до застосування на будь-якій енергетичній установці, що пов'язано в основному з граничним розміром частинок та їх середнім розміром. Наприклад, для безпечної та довготривалої роботи газових турбін обумовлюється граничний розмір частинок, який не повинен перевищувати 30 мкм. Для двигунів внутрішнього згоряння (ДВЗ) вимоги до граничного розміру частинок ще на порядок вищі – не більше 3 мкм.

2. Паливо має бути екологічно чистим, щоб не тільки при його виробництві не виникали додаткові проблеми з утилізацією шкідливих відходів виробництва,

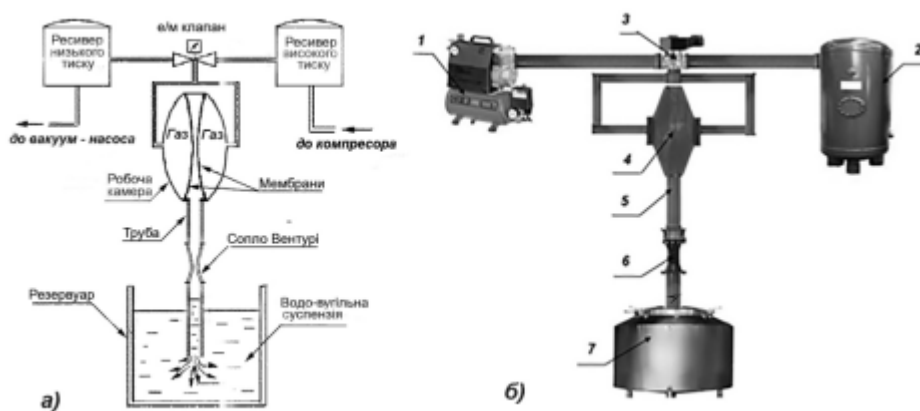


Рис. 3. Принципова схема (а) та загальний вигляд (б) кавітаційного пульсаційного диспергатора:

1 – ресивер низького тиску; 2 – ресивер високого тиску; 3 – електромагнітний клапан;

4 – робоча камера з мембранами; 5 – труба; 6 – сопло Вентурі; 7 – завантажувальна ємність з суспензією

але також при спалюванні палива не виникало додаткове екологічне навантаження на природу та людину.

3. Зазначене паливо має тривалий час зберігати свій гомогенний стан, що дозволяє його попередньо накопичувати, наприклад, на період пікових навантажень. Експлуатація більш продуктивного обладнання для цього населеного пункту при цьому малорентабельна або збиткова через його тривалі простой поза опалювальним сезоном.

4. Собівартість отримання УВВП має бути такою, щоб його отримання на місці було економічно доцільним та не вимагало додаткових енергетичних потужностей, необхідних для виробництва палива.

5. Застосування УВВП не повинно негативно позначатися на ресурсі енергетичних установок та викликати появу будь-яких дефектів, наприклад, нагарів, прогарів тощо та двигунів внутрішнього згоряння (ДВЗ).

Для приготування УВВП в ІТТФ НАН України розроблена дослідно-промислова тепломасообмінна установка роторного типу, що працює по методу ДІВЕ. Реалізація методу ДІВЕ в роторно-пульсаційних апаратах припускає створення великої кількості рівномірно розподілених у дисперсному середовищі робочих органів або робочих елементів, які трансформують стаціонарну теплову, механічну або інші види

енергії в енергетично потужні імпульси, дискретні у часі і просторі. Супроводжуючі ці явища ударні хвилі, міжфазна турбулентність, кавітація, проникаючі кумулятивні мікрострумені, вихри викликають на міжфазних поверхнях нестійкості типу Релея-Тейлора або Кельвіна-Гельмгольца, що призводить до інтенсивного подрібнення дисперсних включень, значному підвищенню сумарного контакту фаз та інтенсифікації процесів тепломасоперенесення.

Перераховані вище явища і механізми впливу на водовугільну суспензію дозволяє отримати УВВП з діаметром частинок не більше 3 мкм. Апаратурно-технологічна схема приготування УВВП представлена на рис. 4, зовнішній вигляд тепломасообмінної установки на рис. 5 та вузли і деталі на рис. 6 [16].

Приготування УВВП здійснюється наступним чином. Після дезінтегратора вугілля з розміром частинок не більше 500 мкм надходить в ємність для сировини 2 (рис. 4). В приймальну ємність 1 заливається вода. Відсоткове співвідношення вода:вугілля відповідає 30:70. Після цього вмикається РПА 4, який одночасно є відцентровим насосом, і вода циркулює по контуру: приймальна ємність 1 – РПА 4 – приймальна ємність 1.

Під час рециркуляції вмикають вібродозатор 3 і потік води надходить подрібнене вугілля з ємності 2.

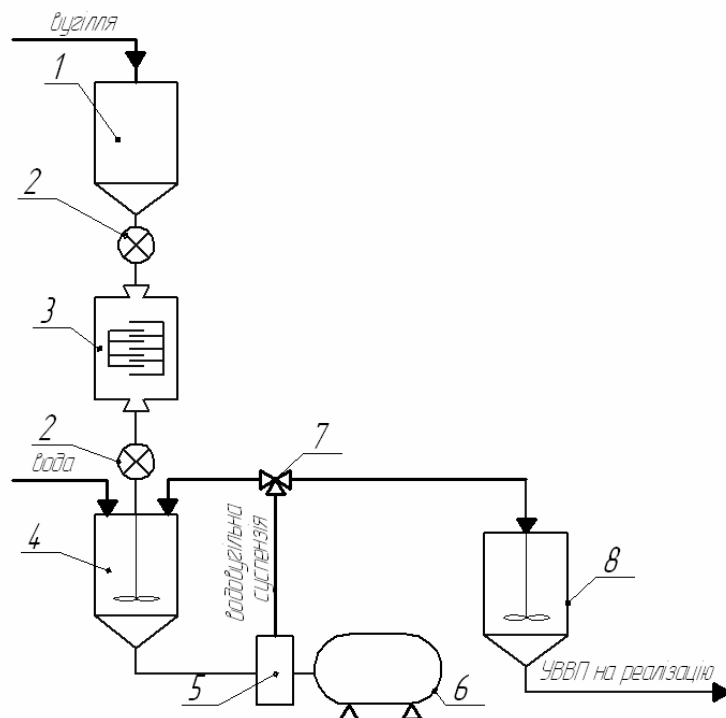


Рис. 4. Апаратурно-технологічна схема виготовлення універсального водовугільного палива:

1 – збірник вугілля; 2 – дозатор; 3 – дезінтегратор; 4 – приймальний збірник РПА; 5 – РПА; 6 – електродвигун; 7 – триходовий кран; 8 – збірник готової продукції

Водовугільна суміш проходить через РПА і продовжує циркулювати по контуру, піддаючись при цьому впливу, що були описані вище.

Експериментально встановлено, що через 10-12 циклів обробки 100 % частинок мають середній

діаметр не більше 3 мкм. Таке водовугільне паливо може бути універсальним і застосовуватись для спалювання у всіх типах енергетичних установок [17].

У таблиці 2 наведені порівняльні характеристики різних змішувачів та РПА.

Табл. 1. Параметри водовугільного палива [3]

Тип змішувача	Продуктивність, м ³ /год.	Питома металоемність, кг•год./м ³	Питомі енерговитрати, кВт•год./м ³	Максимальний діаметр частинок d _{max} , мкм
Швидкохідні вертикальні	0,3-0,38	1,5	18-24	150
Гідродинамічні ультразвукові	0,8	0,1	3-12	70
Апарати вихрового шару	2,0-6,0	0,15	0,6-1,8	30
Кавітаційні динамічні	0,6	0,1-0,15	6-19	25
Суперкавітуючі динамічні	20	0,1-0,15	0,275	15
Турбулентні статичні	1,8-2,25	0,01-0,04	1,3-5,6	60
Суперкавітуючі статичні	20-120	0,01	0,12	15
РПА	11	0,01	0,1	3



Рис. 5. Зовнішній вигляд тепломасообмінної установки: 1 – приймальний бункер; 2 – смонтована для сировини; 3 – вібродозатор; 4 – РПА; 5 – електродвигун

Висновки

При проведенні аналізу існуючих технологій та обладнання для приготування водовугільного палива показано ефективність кавітаційного впливу. Встановлено, що перед кавітаційною обробкою вугілля необхідно диспергувати на різному виді подрібнюючого обладнання до середнього діаметра частинок 1000-500 мкм. Найбільш ефективно здійснювати кавітаційну обробку водовугільної суспензії з застосуванням тепломасообмінного обладнання, що працює по принципу ДІВЕ. Це дає можливість отримати універсальне водовугільне паливо з розміром частинок не більше 3 мкм, що придатне для спалювання в різних енергетичних пристроях, а також знизити питомі енерговитрати в порівнянні з суперкавітуючими майже в 3 рази.

ЛІТЕРАТУРА:

1. *Ходаков Г.С.* Водугольные суспензии в энергетике. Теплоэнергетика. 2007. № 1. С. 35-45.
2. *Макаров А.С., Янко С.В.* Проблемы использования высококонцентрированного водугольного топлива на основе углей Украины. Уголь Украины. 1992. № 3. С. 3-5.
3. *Параметри водовугілля.* Національний стандарт Китаю. Режим доступу: <https://www.docin.com/p-54578543.html>.
4. *Водовугільне паливо.* Режим доступу: https://uk.wikipedia.org/wiki/%D0%92%D0%BE%D0%B4%D0%BE%D0%B2%D1%83%D0%B3%D1%96%D0%BB%D1%8C%D0%BD%D0%B5_%D0%BF%D0%B0%D0%BB%D0%B8%D0%B2%D0%BE.



а



б



в



г

Рис. 6. Вузли і деталі тепломасообмінної установки: *а* – проточний водонагрівач з контролером регулювання температури, *б* – зовнішній вигляд роторно-пульсаційного вузла, *в* – ємність для сировини з вібродозатором, *г* – зовнішній вигляд РПА підшипникового та сальникового вузлів

5. Халатов А.А., Костенко Н.В., Шіхабутінова О.В. Водовугільне паливо в енергетиці України. Сучасний стан і проблеми розвитку / Вісник Академії митної служби України. Сер.: Технічні науки. 2009. № 2. С. 33-43.
6. Вітенько Т.М. Гідродинамічна кавітація у масообмінних, хімічних і біологічних процесах: монографія. Тернопіль, (видавництво Тернопільського державного технічного університету імені Івана Пулюя). 2009. 224 с.
7. Ивченко В.М. Кавитационная технология / В.М. Ивченко, В.А. Кулагин, А.Ф. Немчин // Под ред. акад. Г.В. Логвиновича. Красноярск: Изд-во КГУ, 1990. 200 с.
8. Овчинников Ю.В., Ноздренко Г.В., Шинников П.А. и др. Способ производства жидкого композитного топлива. Патент на изобретение RU № 2151959. 08.06.1999.
9. Ходаков Г.С. Реология суспензий. Теория фазового течения и ее экспериментальное обоснование / Рос. хим. ж. (Ж. Рос. хим. об-ва им. Д.И. Менделеева). 2003. т. XLVII, № 2. С. 33-44.
10. Морозов А.Г., Коренюгина Н.В. Гидроударные технологии для получения водоугольного топлива. Новости теплоснабжения. 2010. №7. С. 18-21.
11. Stebeleva O.P., Kashkina L.V., Minakov A.V., Vshivkova O.A. Impact of Hydrodynamic cavitation on the properties of coal-water fuel: An experimental study. ACS Omega 2022, 7 (42). 37369-37378. DOI: 10.1021/acsomega.2c03979.
12. Алексеенко С.В., Мальцев Л.И., Кравченко И.В., Дектерев А.А., Кузнецов В.А. Обзор работ по приготовлению водоугольного топлива и его сжиганию в котлах // Горение и плазмохимия. 19. 2021. 265-277. DOI: 10.18321/crc464.
13. Накорчевский А.И., Басок Б.И. Гидродинамика и тепломассоперенос в гетерогенных системах и пульсирующих потоках. Киев: Наукова думка, 2001. 345 с. ISBN 966-00-0815-5.
14. Иваницкий Г.К., Корчинский А.А., Матюшкин М.В. Математическое моделирование процессов в пульсационном диспергаторе ударного типа. Промышленная теплотехника. 2003. № 1. С. 29-34.
15. Целень Б.Я., Радченко Н.Л., Гоженко Л.П., Иваницкий Г.К. Кавітаційний реактор пульсаційного типу для інтенсифікації процесів екстрагування Міжнародна науково-практичної on-line конференція “Проблеми енергоефективності та автоматизації в промисловості та сільському господарстві” (11-12 листопада 2020 р.). – Кропивницький: ЦНТУ, 2020. С. 201-202. Режим доступу: <http://www.kntu.kr.ua/?view=science&id=6>.
16. Патент на винахід UA 127427 Спосіб одержання рідкого композиційного палива 16.08.2023, бюл. № 33.
17. Ободович О., Целень Б., Степанова О., Недбайло. А., Булій Ю. (2024). Технологія та обладнання для одержання універсального водовугільного палива. Енерготехнології та ресурсозбереження, 78(1), 24-33. <https://doi.org/10.33070/etars.1.2024.02>.
18. Ободович О.М., Горобець В.Г., Сидоренко В.В., Чернявський К.Є., Степанова О.Є. (2023). Спосіб отримання водовугільної суспензії та тепломасообмінне обладнання для його застосування. Енергетика та автоматика. № 4. С. 31-44. DOI 10.31548/energiya4(68).2023.031.

CAVITATION TECHNOLOGIES AND NEW HEAT AND MASS EXCHANGE EQUIPMENT – A PROSPECTIVE DIRECTION FOR THE PREPARATION OF HYDROCARBON FUEL

Obodovych O.M.¹, Tselen B. Y.², Pereiaslavl'tseva O.O.³, Stepanova O.E.⁴

¹Dr. Sci. (Engin.), Professor, Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, orcid.org/0000-0001-7213-3118, e-mail: tdsittf@ukr.net

²PhD (Engin.), Senior Research Scientist, Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, orcid.org/0000-0001-5213-0219, e-mail: b0d@ukr.net

³PhD (Engin.), Senior Research Scientist, Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, e-mail: alena_p11@ukr.net

⁴PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, orcid.org/0000-0002-7179-7251, e-mail: super-olesya2807@ukr.net

<https://doi.org/10.31472/ttpe.3.2024.10>

Considering that the import of oil and gas is decreasing, the cost of their production and supply is increasing, coal in Ukraine is becoming almost the only source of energy of local origin. In order to overcome the critical situation in the fuel and energy complex of the country, trends have been outlined regarding the development and implementation of energy saving programs, as well as the creation and implementation of new, efficient, environmentally friendly fuel technologies. One of the main ones is the transition to widespread use of hydrocarbon fuel (HCF).

The purpose of the work is the analysis of existing technologies and equipment for the preparation of hydrocarbon fuel. Demonstration of the effectiveness of the cavitation effect on the water-coal mixture. To propose new technologies and heat and mass exchange equipment working on the basis of the DPIE method as a promising direction in the preparation of HCF.

When conducting an analysis of existing technologies and equipment for the preparation of hydrocarbon fuel, the effectiveness of the cavitation effect is shown. It was

established that before cavitation treatment, coal must be dispersed on various types of grinding equipment to an average particle diameter of 1000-500 microns. It is most effective to carry out cavitation treatment of hydrocarbon suspension with the use of heat and mass exchange equipment operating on the DPIE principle. This makes it possible to obtain a universal hydrocarbon fuel with a particle size of no more than 3 microns, which is suitable for burning in various energy devices, as well as to reduce specific energy consumption by almost 3 times compared to supercavitating fuels.

References 15, figures 6, tables 2.

Key words: hydrocarbon fuel, discrete-pulse energy input, cavitation, rotary-pulsation devices, heat and mass exchange equipment.

1. Khodakov G.S. (2007). Vodougol'nyye suspenzii v energetike [Coal-water suspensions in the energy sector]. *Teploenergetika*. № 1. 35-45. (in Rus.)

2. Makarov A.S., Yanko S.V. (1992). Problemy ispol'zovaniya vysokokontsentririvannogo vodougol'nogo topliva na osnove ugley Ukrainy [Problems of using highly concentrated coal-water fuel based on Ukrainian coals]. *Ugol' Ukrainy*. № 3. 3-5. (in Rus.)

3. *Coal parameters*. National standard of China. Available at: <https://www.docin.com/p-54578543.html>.

4. *Hydrocarbon fuel*. Available at: https://uk.wikipedia.org/wiki/%D0%92%D0%BE%D0%B4%D0%BE%D0%B2%D1%83%D0%B3%D1%96%D0%BB%D1%8C%D0%BD%D0%B5_%D0%BF%D0%B0%D0%BB%D0%B8%D0%B2%D0%BE. (in Ukr.)

5. Khalatov A.A., Kostenko N.V., SHikhabut'ina O.V. (2009). Vodovuhil'ne palyvo v enerhetytsi Ukrayiny. Suchasnyy stan i problemy rozvytku [Hydrocarbon fuel in the energy sector of Ukraine. Current state and problems of development]. *Visnyk Akademiyyi mytnoyi sluzhby Ukrayiny*. Ser.: Tekhnichni nauky. № 2. 33-43. (in Ukr.)

6. Viten'ko T.M. (2009). Hidrodynamichna kavitatsiya u masoobminnykh, khimichnykh i biolohichnykh protsesakh [Hydrodynamic cavitation in mass exchange, chemical and biological processes]: monohrafiya. Ternopil', (vydavnytstvo Ternopil's'koho derzhavnoho tekhnichnoho universytetu imeni Ivana Pulyuya). 224 p. (in Ukr.)

7. Ivchenko V.M., Kulagin V.A., Nemchin A.F. (1990). Kavitatsionnaya tekhnologiya [Cavitation technology]. Pod red. akad. G.V. Logvinovicha. Krasnoyarsk: Izd-vo KGU. 200 p. (in Rus.)

8. Ovchinnikov YU.V., Nozdrenko G.V., Shinnikov P.A. i dr. (2007). Sposob proizvodstva zhidkogo kompozitnogo topliva [Method for producing liquid composite fuel]. Patent for invention RU № 2151959. published 08.06.1999. (in Rus.)

9. Khodakov G.S. (2003). Reologiya suspenziy. Teoriya fazovogo techeniya i yeye eksperimental'noye obosnovaniye [Rheology of suspensions. The theory of phase flow and its experimental substantiation]. Ros. khim. zh. (ZH. Ros. khim. ob-va im. D.I. Mendeleyeva). v. XLVII, № 2. 33-44. (in Rus.)
10. Morozov A.G., Korenyugina N.V. (2010). Gidroudarnyye tekhnologii dlya polucheniya vodougol'nogo topliva. Novosti teplosnabzheniya [Hydroimpact technologies for producing coal-water fuel. Heating news]. № 7. 18-21. (in Rus.)
11. Stebeleva O.P., Kashkina L.V., Minakov A.V., Vshivkova O.A. (2022). Impact of Hydrodynamic cavitation on the properties of coal-water fuel: An experimental study. ACS Omega 2022, 7 (42). 37369-37378. DOI: 10.1021/acsomega.2c03979.
12. Alekseyenko S.V., Mal'tsev L.I., Kravchenko I.V., Dekterev A.A., Kuznetsov V.A. (2021). Obzor rabot po prigotovleniyu vodougol'nogo topliva i yego szhiganiyu v kotlakh [Review of work on the preparation of coal-water fuel and its combustion in boilers]. Gorenije i plazmokhimiya. 19. 265-277. DOI: 10.18321/cpc464. (in Rus.)
13. Nakorchevskiy A.I., Basok B.I. (2001). Gidrodinamika i teplomassoperenos v geterogennykh sistemakh i pul'siruyushchikh potokakh [Hydrodynamics and heat and mass transfer in heterogeneous systems and pulsating flows]. Kyiv: Naukova dumka, 2001. 345 c. ISBN 966-00-0815-5. (in Rus.)
14. Ivanitskiy G.K., Korchinskiy A.A., Matyushkin M.V. (2003). Matematicheskoye modelirovaniye protsessov v pul'satsionnom dispergatore udarnogo tipa [Mathematical modeling of processes in a pulsating shock-type dispersant]. Promyshlennaya teplotekhnika. 2003. № 1. С. 29-34. (in Rus.)
15. Tselen B.YA., Radchenko N.L., Hozhenko L.P., Ivanyts'kyi H.K. (2020). Kavitatsiynyy reaktor pul'satsiynoho typu dlya intensyfikatsiyi protsesiv ekstraktsiyi [Pulsation-type cavitation reactor for intensification of extraction processes]. Mizhnarodna naukovo-praktychnoyi on-line konferentsiya "Problemy enerhoefektyvnosti ta avtomatyzatsiyi v promyslovosti ta sil's'komu hospodarstvi" (11-12.11.2020 р.). – Кривий Ріг: ТSNТУ, 2020. С. 201-202. Режим доступу: <http://www.kntu.kr.ua/?view=science&id=6>. (in Ukr.)
16. Dolins'kyi A.A., Khalatov A.A., Shikhabutina O.V., Obodovych O.M., Sydorenko V.V. Sposib oderzhannya ridkoho kompozytsiynoho palyva [The method of obtaining liquid composite fuel] Patent of Ukraine for the invention № 127427 C10L 1/00. C10L 1/32. B02C 9/00; declared 05.07.2021; published 16.08.2023, № 33. (in Ukr.)
17. Obodovych O., Tselen B., Stepanova O., Nedbaylo A., Buliy YU. (2024). Tekhnolohiyata obladnannya dlya oderzhannya universal'nogo vodovuhil'nogo palyva [Technology and equipment for the production of universal hydrocarbon fuel]. Enerhotekhnolohiya ta resursozberezhennya, 78(1), 24-33. <https://doi.org/10.33070/etars.1.2024.02>. (in Ukr.)
18. Obodovych O.M., Horobets V.H., Sydorenko V.V., Chernyavs'kyi K.YE., Stepanova O.YE. (2023). Sposib otrymannya vodovuhil'noyi suspenziyi ta teplomasoobminne obladnannya dlya yoho zastosuvannya [The method of obtaining water-coal suspension and heat and mass exchange equipment for its application]. Enerhetyka ta avtomatyka. № 4. 31-44. DOI 10.31548/energiya4(68).2023.031. (in Ukr.)

Отримано 02.05.2024

Received 02.05.2024

Прийнято до друку 17.08.2024
Accepted for publication 17.08.2024

УДК 620.92

АНАЛІЗ СИРОВИННОЇ ТА ТЕХНОЛОГІЧНОЇ БАЗИ ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА ДИЗЕЛЬНОГО БІОПАЛИВА В УКРАЇНІ

Драгнєв С.В.¹, канд. техн. наук, Желєзна Т.А.², канд. техн. наук

Інститут технічної теплофізики НАН України, вул. Марії Капніст, 2а, Київ, 03057, Україна

¹старший науковий співробітник, dragnev@secbiomass.com, <https://orcid.org/0000-0003-3754-4186>

²провідний науковий співробітник, zhelyezna@secbiomass.com, <https://orcid.org/0000-0002-9607-3022>

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.11>

Представлено поточний стан та перспективи виробництва дизельного біопалива у світі. Розглянуто технології виробництва і паливні характеристики біодизеля і гідроочищеної рослинної олії. Проаналізовано ситуацію в Україні у сфері виробництва та споживання дизельного біопалива, розглянуто потенційні передумови для можливості відродження цього сектору. Розроблено рекомендації для відновлення та розвитку виробництва дизельного біопалива в Україні.

The current state and prospects of diesel biofuel production in the world are presented. Production technologies and fuel characteristics of biodiesel and hydrotreated vegetable oil are considered. The situation in Ukraine in the field of production and consumption of diesel biofuel was analyzed, and potential prerequisites for the possibility of this sector revival were considered. Recommendations for the renewal and development of diesel biofuel production in Ukraine have been developed.

Бібл. 15, табл. 1, рис. 3.

Ключові слова: біомаса, біопаливо, передове біопаливо, біодизель, дизельне біопаливо, гідроочищена рослинна олія.

ВХО – використана харчова олія;

ДБ – дизельне біопаливо;

ЗП – законопроект;

ТЕО – техніко-економічне обґрунтування;

FAME – метилові естери жирних кислот;

HVO – гідроочищена рослинна олія;

IRR – внутрішня норма дохідності.

Актуальність роботи обумовлена необхідністю декарбонізації економіки, зокрема транспортного сектору. Галузь транспорту порівняно важко піддається декарбонізації, можливими напрямками відповідної діяльності можуть бути електрифікація і використання біопалив. Застосування дизельного біопалива сприяє скороченню викидів парникових газів та заощадженню нафтового пального. **Метою** роботи є розробка рекомендацій для можливості відновлення виробництва і споживання біодизеля в Україні із подальшим нарощуванням виробництва гідроочищеної рослинної олії. **Методи дослідження** включають проведення розрахунків, вивчення та аналіз літературних, статистичних та інших даних.

Виробництво дизельного біопалива у світі

За останні двадцять років світове виробництво дизельного біопалива збільшилося з 2 до 55 млрд л/рік. Наразі близько третини загального обсягу виробництва припадає на Європейський Союз, де лідерами є

Німеччина (4 млрд л у 2022 р.), Франція (1,8 млрд л/рік), Іспанія (1,6 млрд л/рік). Іншими потужними виробниками цього біопалива є США (18% загального обсягу), Індонезія (18%) і Бразилія (12%). В ЄС основною сировиною для отримання дизельного біопалива є ріпакова олія – 39% загального обсягу (рис. 1), в США – ВХО і соєва олія, в Бразилії – соєва олія, в Азії – пальмова олія [1-4]. В структурі глобального виробництва дизельного біопалива пальмова олія як сировина має на сьогодні найбільшу частку – 35%. Усі зазначені види сировини відповідають рідкому біопаливу 1-го покоління. Прогнозується, що до 2032 р. виробництво дизельного біопалива у світі зросте до 67 млрд л/рік. При цьому домінуватиме, як і зараз, рідке біопаливо 1-го покоління [2].

Найбільшого поширення для використання у дизельних двигунах отримали два види біопалив – біодизель і гідроочищена рослинна олія, які відрізняються між собою технологією виробництва і хімічним складом.

Зараз у світі виробляється і споживається, головним чином, біодизель, який являє собою метилові естери жирних кислот (FAME). Однак, з огляду на паливні характеристики і зручність застосування, у перспективі є сенс переходу на гідроочищену рослинну олію (HVO), яку також називають відновлюваним дизелем. Вже зараз в ЄС діють 17 заводів з виробництва HVO загальною продуктивністю 4,2 млрд л/рік. Лідерами виробництва гідроочищеної рослинної олії є Нідерланди (1280 млн л у 2022 р.), Фінляндія (830 млн л/рік), Франція (640 млн л/рік) [4]. Крім того, ще ряд установок знаходяться у стадії будівництва або проектування.

Незважаючи на те, що у світі набагато менше заводів із виробництва HVO порівняно із FAME, базовий виробничий процес вже багато років застосовувався на практиці на нафтопереробних підприємствах. Тому технологія виробництва HVO вважається комерційно зрілою і її також використовують для виробництва сталого авіаційного палива HEFA (гідроочищені естери та жирні кислоти).

Технології виробництва дизельних біопалив з олійної сировини

Використання рослинних олій як моторного палива у звичайних дизельних двигунах викликає такі проблеми як коксівність і забивання форсунок, відкладення нагару, налипання поршневих кілець, згущення оливи як результат забруднення рослинних олій, проблеми зі змащенням. Існують дизельні набори компонентів та двигуни спеціальної конструкції для використання рослинної олії. Такі системи виробляються різними компаніями, зокрема, Elsbett та Alternative Technology Group GmbH (Німеччина), і показують непогані експлуатаційні показники, працюючи на рослинних оліях різних видів, їхніх сумішах і навіть відходах олій. Незважаючи на

це, такий підхід не отримав у світі широкого розповсюдження. Більш раціональним рішенням вбачається хімічне перетворення рослинних олій у біопалива, які можуть використовуватися у існуючих дизельних двигунах як у суміші з традиційним дизельним паливом так і у чистому вигляді. Головним чином для цього зараз використовуються переестерифікації для отримання біодизеля (FAME) та термохімічної обробки воднем для виробництва гідроочищеної рослинної олії (HVO).

Виробництво біодизеля з насіння олійних культур складається з трьох основних етапів: 1) вирощування, збір та транспортування сировини на олійноекстракційні заводи; 2) переробка олійного насіння у рослинну олію; 3) переестерифікація рослинної олії та отримання біодизеля. Головна задача першого та другого етапів – одержання з мінімальними витратами очищеної олії, яка складається із суміші тригліцеридів вищих жирних кислот з незначним вмістом вологи, вільних жирних кислот та інших компонентів. Дані етапи відповідають традиційним технологіям виробництва рослинних олій для харчових потреб. Важливо враховувати, що від якості вихідного продукту попереднього етапу залежить технологія наступного.

Для отримання біодизеля рослинні олії змішують із метанолом у присутності каталізатора при помірному тиску і температурі (рис. 2). З огляду на те, що метанол не розчинний у олії, переестерифікація буде відбуватися повільно або не буде проходити взагалі, тому у цій реакції використовують нагрівання та каталізатор (кислотний та/або лужний). Після взаємодії рослинної олії та метанолу у присутності каталізатору продукти реакції проходять декілька процесів розділення та очищення з метою відновлення надлишку метанолу для повторного використання, виділення гліцерину як побічного про-

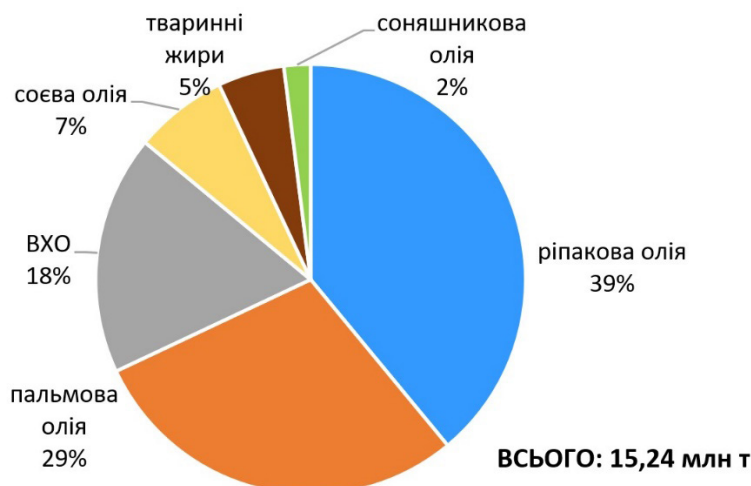


Рис. 1. Структура сировини для виробництва дизельного біопалива в ЄС-27, 2021 р. [1]

дукту та забезпечення відповідності якості метилових ефірів вимогам діючих стандартів. Заводи з виробництва FAME використовують періодичний або безперервний технологічний процес. Великі заводи переважно працюють у безперервному процесі.

У типовому технологічному процесі для отримання на виході 1 літра FAME (0,88 кг) та 0,09 кг гліцерину, на вході потрібно 0,893 кг олії, 0,086 кг метанолу, 0,93 МДж природного газу та 0,036 кВт·год електричної енергії. При переробці у біодизель використаної харчової олії на 1 літр FAME та 0,09 кг гліцерину потрібно 0,977 кг ВХО, 0,087 кг метанолу, 1,71 МДж природного газу та 0,08 кВт·год електроенергії. Слід зазначити, що крім метанолу у виробничому процесі використовуються й інші реагенти, зокрема, каталізатор і кислота для нейтралізації.

Виробництво FAME – порівняно простий процес, що довів комерційну доцільність. Капітальні витрати є відносно низькими, а операційні витрати, не пов'язані із сировиною – припустимими. Собівартість виробництва метилових естерів жирних кислот переважно залежить від вартості сировини.

Порівняно з якісною рослинною олією, використана харчова олія і тваринні жири – дешевша сировина з великим потенціалом сталості. Тому її використання для переробки у FAME є привабливим, незважаючи на певні технологічні труднощі. В першу чергу, складність переробки відходів олій і жирів пов'язана із високим

вмістом у них вільних жирних кислот, що робить звичайну переестерифікацію з використанням лужного каталізатору неефективною. Для перетворення вільних жирних кислот у біодизель необхідно проводити додатковий процес естерифікації із метанолом та кислотним каталізатором. З огляду на складність процесу, капітальні витрати та операційні несировинні витрати заводів із виробництва FAME з ВХО і тваринних жирів вищі, ніж у заводів, де сировиною є рослинна олія. При цьому деякі характеристики (наприклад, низькотемпературні властивості) біодизеля з ВХО і тваринних жирів можуть бути гірші, ніж у FAME з рослинних олій.

Іншою більш сучасною, але при цьому складнішою технологією є переробка олій і жирів у біопаливо для дизельних двигунів – гідроочищену рослинну олію (HVO). У процесі гідроочищення водень використовується для видалення кисню. Таким чином, HVO не містить кисню і не має обмежень для змішування з традиційним дизельним паливом на відміну від FAME. Крім того, HVO як паливо має кращі низькотемпературні властивості.

Спрощена схема технологічного процесу виробництва гідроочищеної рослинної олії представлена на рис. 3. Після попередньої підготовки олії, яку часто проводять на інших підприємствах, а не безпосередньо на заводі з виробництва HVO, відбувається гідроочищення, ізомеризація й каталітичний крекінг, а також наступні процеси розділення. Газова фракція від гідроочищення, яка головним чином складається з про-

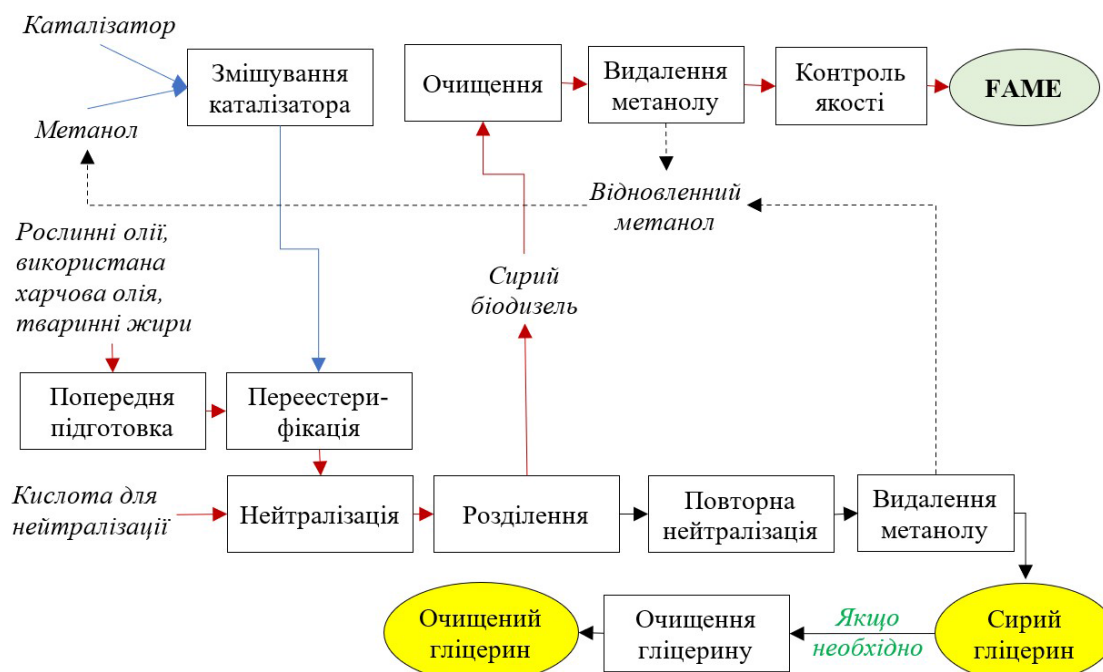


Рис. 2. Схема процесу виробництва біодизеля (FAME) [5]

пану, може використовуватися для отримання водню шляхом реформінгу з наступними етапами покращення його якості, якщо відсутній попит на цей газ на ринку і нема інших доступних джерел водню. Утворена суміш вуглеводнів розділяється на різні фракції у процесі дистиляції, який використовується на нафтопереробних заводах. Кінцевий спектр продуктів залежить від рівня крекінгу під час ізомеризації, але максимальна довжина ланцюжку вуглеводнів залежить від виду сировини. Після розділення фракцій до продуктів можуть додаватися різні добавки для виробництва палива, що може використовуватися як «готове паливо для заправки» на базі існуючої інфраструктури.

У типовому технологічному процесі для отримання на виході 1 літра НВО (0,77 кг), 0,025 кг біо-пропану, 0,06 кг лігроїну та 0,03 кг паливного газу, на вході потрібно 0,97 кг олійної сировини, 0,035 кг водню, 0,27 МДж природного газу та 0,085 кВт·год електроенергії.

У НВО багато переваг як у паливних властивостях, так і у виробничому процесі порівняно із FAME. Технологічний процес гідроочищення не обмежується вмістом вільних жирних кислот, і більшість заводів переробляють широкую номенклатуру сировини від рослинних олій до ВХО й тваринних жирів. Окремий завод із виробництва НВО має продуктивність від 150 млн л/рік до понад 1000 млн л/рік. Типовим може вважатися завод потужністю виробництва кінцевого продукту 500 млн л/рік.

Паливні характеристики біодизеля та гідроочищеної рослинної олії

З хімічної точки зору, FAME – суміш метилових естерів жирних кислот рослинних олій, які містять 11% кисню, тоді як дизпаливо та НВО – вуглеводні, що не містять кисню. Через вміст кисню, у біодизелю нижче теплота згоряння і, відповідно, вище витрати у двигуні порівняно із традиційним дизельним паливом та гідроочищеною рослинною олією (табл. 1).

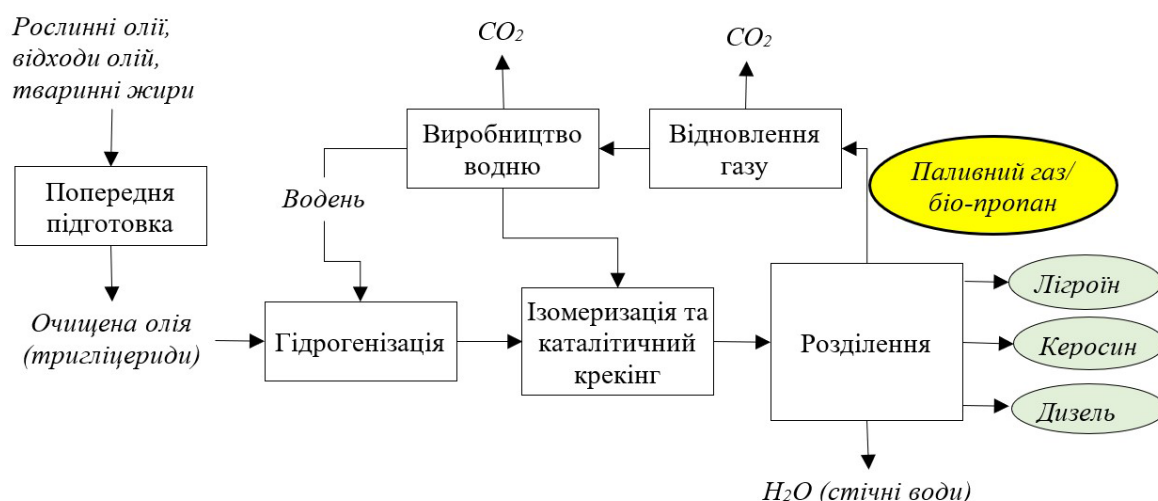


Рис. 3. Схема процесу виробництва дизельного біопалива НВО [5]

Табл. 1. Паливні характеристики дизельного палива, біодизеля та гідроочищеної рослинної олії [5]

Показник	Дизпаливо EN 590	Біодизель (FAME)	HVO (технологія UOP Ecofining™)	HVO (виробник Neste Oil)
Вміст кисню, %	Відсутні вимоги	11	0	0
Густина при 15°C, кг/л	0,820...0,845	0,883	0,780	0,775...0,785
Цетанове число	>51	>56	70...90	75...99
Вміст сірки, мг/кг	<10	<10	<2	0
Нижча теплота згоряння, МДж/кг	Відсутні вимоги*	37,1	44	44
Вміст ароматичних вуглеводнів, % об.	<11	0	0	0

* Типове значення близько 43,1 МДж/кг.

Дизельне паливо містить у своєму складі ароматичні вуглеводні, а HVO складається тільки з повністю насичених парафінових вуглеводнів. Тому ці палива мають дещо різні властивості. У HVO більші цетанове число та нижча теплота згоряння, ніж у дизпалива і FAME. Можливості використання FAME за холодної погоди обмежені через гірші низькотемпературні властивості порівняно із традиційним дизельним паливом та HVO.

Практично у всіх двигунах із запаленням від стикування, без будь-якої значної модифікації можна використовувати для живлення як чистий біодизель, так і його суміш з традиційним дизельним паливом у різних пропорціях. Зазвичай використовуються суміші із вмістом біодизеля до 20%, які забезпечують оптимальний баланс між сумісністю із матеріалами, низькотемпературними властивостями, експлуатаційними характеристиками та перевагами від скорочення викидів шкідливих речовин. Що стосується гідроочищеної рослинної олії (HVO), то вона є практично повним аналогом дизельного пального і може використовуватися у суміші до 100% в існуючих дизельних двигунах.

Європейська Асоціація менеджменту якості біодизеля (AGQM) проводить моніторинг якості біопалива у Німеччині та інших країнах Європи. Виробники та трейдери біодизеля, що входять у цю асоціацію, забезпечують високу якість FAME і позначають продукцію відповідним знаком. Щорічно асоціація на своєму сайті публікує результати неупередженого тесту зразків біодизеля, які відбираються у її членів декілька разів на рік. Асоціація AGQM разом із іншими асоціаціями регулярно випускає перелік із інформацією щодо двигунів та виробників комерційних автотранспортних засобів, які підтверджують можливість використання біодизеля B10, B20, B30 та B100. На січень 2022 р. у цей перелік входять Caterpillar/Zeppelin, DAF, Mercedes-Benz Trucks, Daimler, Deutz AG, IVECO, John Deer, Liebherr, Man, MTU, Renault Trucks, Scania, Volvo Trucks. При цьому багато двигунів можуть використовувати чистий біодизель B100.

Ситуація в Україні

Протягом, принаймні, останнього десятиріччя виробництво і споживання біодизеля в Україні практично відсутнє. Спроба розвинути цей напрямок була зроблена ще у 2006 р. шляхом затвердження Програми розвитку виробництва дизельного біопалива [6]. Виконання Програми планувалося двома етапами. На першому етапі (2007-2008 рр.) передбачалося сформувати сировинну, технічну та технологічну базу для виробництва дизельного біопалива, а також розробити нормативні документи з питань виробництва та використання такого пали-

ва. Другий етап (2008-2010 рр.) включав будівництво відповідних заводів у зонах концентрованого вирощування ріпаку.

Для досягнення прогнозованих показників Програми (отримання 623 тис. т ДБ/рік у 2010 р.) планувалося будівництво не менш як двадцяти заводів річною потужністю 5...100 тис. т. Другий етап Програми, нажаль, не був реалізований у повному обсязі. Було побудовано чотирнадцять крупних заводів загальною продуктивністю 300 тис. т ДБ/рік. На практиці ці підприємства фактично не експлуатувалися, головним чином, через економічні фактори. У 2013 р. біодизель в Україні став підакцизним товаром, на який протягом 2013-2018 рр. ставка акцизу зросла у два рази. Це створило передумови, за яких виробництво біодизеля стало економічно недоцільним за відсутності вимог щодо обов'язкової частки споживання біопалив в країні.

Пізніше повідомлялося про існування в Україні близько п'ятдесяти невеликих установок, здатних виробляти до 25 тис. т біодизеля на рік [7], але зараз достовірної інформації про їх функціонування немає. Також відсутня інформація про стан обладнання великих заводів, побудованих у 2008-2010 рр., та можливість відновлення виробництва дизельного біопалива на них. На сьогодні відомо про єдину, ймовірно, працездатну установку з виробництва біодизеля у с. Луки Львівської області. Цей проєкт реалізовано у 2014 р. за грантові кошти на базі фермерського господарства «Кільган І.С.». Встановлено дві лінії з виробництва біопалива з ріпакової олії з використанням кавітаційної технології ТОВ «Спеціальні технології» загальною потужністю 1,2 т/год [8].

За останні 20 років в Україні було розроблено більше десяти проєктів законів, спрямованих на введення обов'язкової частки біопалив у традиційних моторних паливах. Більшість з них були відхилені або відкликані. Лише у кількох законопроєктах мова йшла про біодизель, всі інші стосувалися лише біоетанолу. Пропонувалося досягти наступних обов'язкових часток біодизеля у загальних обсягах дизельного пального:

- у 2007 р. не менше 3% у загальному виробництві дизельного пального – проєкт Закону про розвиток виробництва та споживання біологічних видів палива (№ 4444 від 27.11.2003); ЗП заслуханий та знятий з розгляду;

- у 2014 р. не менше 5,75% у загальному виробництві дизельного палива – проєкт Закону про обов'язкове використання біоетанолу та біодизеля при виробництві моторних видів палива (№ 5221 від 13.10.2009); ЗП відхилений та знятий з розгляду;

- у 2019 р. не менше 2,7% (енергетичних) у загальному річному обсязі продажу на митній території України дизельного палива – проєкт Закону про внесення змін до деяких законодавчих актів України щодо розвитку сфери виробництва рідкого палива з біомаси та впровадження критеріїв сталості рідкого палива з біомаси та біогазу, призначеного для використання в галузі транспорту (№ 7348 від 29.11.2017); ЗП відкликаний.

Незважаючи на відсутність будь-якого прогресу у питанні виробництва та споживання дизельного біопалива в Україні, все таки є певні передумови для можливості розвитку даного напрямку у перспективі. По-перше, в країні наявна значна сировинна база, згідно якої потенціал виробництва біопалива 1-го покоління оцінюється у 760 млн л/рік, 2-го покоління – у 360 млн л/рік (табл. 2). Основною сировиною для отримання дизельного біопалива 1-го покоління може бути ріпак, для передового біопалива – олійні енергетичні рослини, вирощені на незадіяних сільськогосподарських землях.

У 2021 р. більше 90% насіння ріпаку було експортовано з України, головним чином до країн ЄС (пізніша статистика відсутня). При цьому, в Євросоюзі майже 70% насіння ріпаку (виробленого та імпортованого) іде на отримання дизельного біопалива [9, 10]. Орієнтуючись на розвиток власного виробництва біопалив, а не на експорт сировини, вважаємо, що 70% загального врожаю ріпаку може бути використано для виробництва FAME та HVO в Україні.

За даними періоду до 2022 р., в країні налічувалося 3-4 млн га незадіяних сільськогосподарських земель. Внаслідок ведення воєнних дій ця площа може тільки збільшитися. Отже, видається, що 0,5 млн га незадіяних сільськогосподарських земель може бути відведено під вирощування олійних енергетичних рослин як сировини для дизельного біопалива без створення конкуренції виробництву продуктів харчування і кормів. Такий підхід відповідає критеріям сталості Директиви ЄС 2018/2001 з відновлюваної енергетики [11] і дозволяє авторам

класифікувати вироблений біодизель як передовий [12]. У перспективі до 2050 р. площа під олійними енергетичними рослинами може бути збільшена до 1 млн га, а до видів сировини для отримання дизельного біопалива додана використана харчова олія. Таким чином, потенціал виробництва біопалива зростає до майже 1570 млн л/рік, у тому числі передового – до 720 млн л/рік.

Сільське господарство є одним з найбільших споживачів дизельного пального в Україні – понад 23% загального обсягу разом із промисловістю (15-20%) і галуззю транспорту та зв'язку (19-24%). Кінцеве споживання газойлів/дизелю у сільському господарстві склало близько 1170 млн л у 2020 р. та 1300...1550 млн л/рік протягом кількох років до того. В Україні діє стандарт на дизельне паливо ДСТУ 7688:2015 «Паливо дизельне ЄВРО. Технічні умови», згідно якого у дизельному паливі дозволяється максимальний вміст метилових ефірів жирних кислот (FAME) до 7% об'ємних (паливо B7). Якщо прийняти середнє споживання дизелю у сільському господарстві 1300 млн л/рік, то 7% від цього становить 91 млн л/рік. Оцінений потенціал виробництва дизельного біопалива з ріпаку в Україні (див. табл. 2) дозволяє повністю задовольнити цю потребу. Отже, можливим напрямком відродження біодизельної галузі країни може бути запуск установок/заводів із виробництва біопалива з ріпаку для потреб аграрного сектору. Для забезпечення економічно ефективної роботи таких підприємств необхідно проведення ґрунтовних техніко-економічних обґрунтувань і розробка відповідних бізнес-планів.

Виконані оцінки свідчать про те, що економічна ефективність реалізації біопаливного проєкту залежить від поєднання ключових факторів, таких як капітальні витрати, вартість сировини, ціна реалізації основного та побічних продуктів та деяких інших. За результатами попереднього ТЕО, найкращі економічні показники має проєкт із виробництва біодизеля з ВХО – простий термін окупності 4 роки, IRR 33,7% (табл.

Табл. 2. Потенціал виробництва дизельного біопалива з різних видів сировини в Україні (2021 р)

Види сировини	Економічний потенціал (річний)					
	Всього		ДБ 1-го покоління		ДБ 2-го покоління	
	млн л	млн т н.е.	млн л	млн т н.е.	млн л	млн т н.е.
Ріпак (70% загального врожаю насіння)	736	0,57	736	0,57		
Олійні енергетичні рослини на незадіяних сільськогосподарських землях (0,5 млн га)	360	0,29			360	0,29
Некондиційні олії, рослинні і тваринні жири	1,7	0,001	1,7	0,001		
Жири від забою худоби і птиці	22,2	0,02	22,2	0,02		
Всього	1120	0,88	760	0,59	360	0,29

3). У порівнянні з іншими розглянутими варіантами (біодизель з ріпакової олії та НВО на базі ріпакової олії) такі показники досягнуті за рахунок відносно дешевої сировини та невисоких операційних витрат. Для покращення економічних показників інших проєктів, ймовірно, потрібна державна підтримка у вигляді певних преференцій або субсидій, враховуючи стратегічну важливість розвитку виробництва рідких біопалив в Україні.

Висновки та рекомендації для України

Незважаючи на існування об'єктивних бар'єрів, Україна має непогані передумови для відновлення і розвитку виробництва дизельного біопалива. Такими передумовами є існування великої сировинної бази, а також наявність вагомих напрацювань в даній сфері.

Зокрема, значна науково-практична робота з тематики виробництва дизельного біопалива проведена у Національному університеті біоресурсів і природокористування України [13-15].

Для можливості успішного розвитку даного сектору біоенергетики вважаємо за доцільне встановити на законодавчому рівні обов'язкову частку біодизеля у дизпаливі, що споживається в Україні, на рівні 5%; увести експортне мито на насіння ріпаку, аналогічне існуючому на насіння льону, соняшнику, ріжю; скасувати акцизний податок на дизельне біопаливо; запровадити систему збирання відпрацьованої харчової олії; відновити виробництво метанолу в Україні; створити спеціалізовану лабораторію для випробування показників якості біодизелю за чинними міжнародними

Табл. 3. Результати ТЕО виробництва біодизеля та гідроочищеної рослинної олії в Україні

Показники	Біодизель з ріпакової олії	Біодизель з ВХО	НВО (ріпакова олія)
Виробництво біопалива, тис. т/рік	50	20	100
Споживання сировини, тис. т/рік	50,7	22,2	126
Тривалість роботи установки, год/рік	8000	8000	8000
Витрати:			
Закупівельна ціна сировини, євро/т без ПДВ	810	300	810
Витрати на сировину, млн євро	45,1	8,7	120,2
Капітальні витрати, млн євро	32,0	26,6	112,0
Операційні витрати, млн євро/рік	49,0	11,1	131,4
Витрати на виробництво біопалива, євро/л	0,86	0,49	1,012
Амортизаційні відрахування, євро/л	0,023	0,047	0,034
Доходи:			
Ціна продажу побічних продуктів, євро/т без ПДВ	неочищений гліцерин: 100	неочищений гліцерин: 100	біо-пропан: 1041 лігроїн: 528 паливний газ: 646
Дохід від продажу побічних продуктів, млн євро/рік	неочищений гліцерин: 0,51	неочищений гліцерин: 0,20	біо-пропан 3,38 лігроїн: 4,1 паливний газ: 2,5
Виробнича собівартість біопалива, євро/л	0,88	0,53	0,97
Орієнтовна ціна реалізації біопалива, євро/л без ПДВ (не враховує акцизний податок 100 євро/1000 л)	0,98	0,98	1,2
Економічні показники проєкту:			
Частка кредитування від капітальних витрат, %	70	70	70
Тривалість кредитування, років	5	5	5
Ставка по кредиту у євро, %	6	6	6
Внутрішня норма дохідності (IRR), %	17,3%	33,7%	19,9%
Простий період окупності, років	6,8	4,0	6,3

стандартами. У перспективі також необхідно забезпечити поступовий перехід з біодизеля на виробництво і споживання гідроочищеної рослинної олії. Це дасть можливість суттєво збільшити обсяги використання дизельного біопалива в існуючих дизельних двигунах. Сільське господарство України може бути потужним споживачем моторних біопалив із пріоритетним споживанням дизельного біопалива на сільськогосподарських роботах та біоетанолу – на транспортних роботах. Для реалізації запропонованих заходів рекомендуємо розроблення нової Програми розвитку виробництва дизельного біопалива в Україні або включення відповідного розділу до існуючих або запланованих національних стратегічних документів.

ЛІТЕРАТУРА:

1. *Report on global market supply 2022/2023*. UFOP, 2023.
https://www.ufop.de/files/8716/7568/8538/ENG_UFOP_2076_Versorgungsbericht_A5_22_23_060223.pdf
2. *OECD-FAO Agricultural Outlook 2023-2032*. OECD/FAO, 2023.
<https://www.oecd-ilibrary.org/deliver/08801ab7-en.pdf?itemId=/content/publication/08801ab7-en&mimeType=pdf>
3. *OECD-FAO Agricultural Outlook 2022-2031*. OECD/FAO, 2022.
<https://www.oecd-ilibrary.org/deliver/f1b0b29c-en.pdf?itemId=%2Fcontent%2Fpublication%2Ff1b0b29c-en&mimeType=pdf>
4. *Flach B, Lieberz S, Bolla S*. USDA Report Biofuels Annual, Report No E42023-0033, 2023. bit.ly/447UIZ5
5. *Neuling U, Kaltschmitt M*. Liquid Fuels from Vegetable Oil. In: Meyers R. (eds) Encyclopedia of Sustainability Science and Technology. Springer, New York, NY. https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2493-6_1038-1
6. *Програма розвитку виробництва дизельного біопалива*. Затверджено постановою Кабінету Міністрів України від 22.12.2006 № 1774. <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/1774-2006-%D0%BF#Text>
7. *Оржель О., Зоркін А., Кикоть К. та ін.* Зелена Книга «Регулювання виробництва рідких моторних біопалив». Київ: Офіс ефективного регулювання, 2019. 109 с. <https://regulation.gov.ua/book/127-zelena-kniga-rinok-biopaliwa>
8. *Гелетуха Г.Г., Железна Т.А., Драгнєв С.В., Кучерук П.П.* Перспективи виробництва передових біопалив в Україні // *Енерготехнології та ресурсозбереження*. – 2023, т. 76, № 3, с. 71-82. <https://www.etars-journal.org/index.php/journal/issue/view/37/40>
9. *Report on Oilseeds and Products Annual*. USDA report E42022-0031, April 21, 2022. <https://bit.ly/3IEjGNV>
10. *Report on Biofuels Annual*. USDA report E42022-0048, July 13, 2022. <https://bit.ly/3JC18pq>
11. *Directive (EU) 2018/2001 of the European Parliament and of the Council of 11 December 2018 on the promotion of the use of energy from renewable sources (recast)*. Consolidated amended version.
<https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX%3A02018L2001-20231120>
12. *Гелетуха Г.Г., Железна Т.А., Драгнєв С.В.* Аналіз перспектив та питань сталості виробництва рідких моторних біопалив в ЄС та в Україні // *Теплофізика та теплоенергетика*. – 2023, т. 45, № 1, с. 46-54. <https://doi.org/10.31472/ttpe.1.2023.6>
13. *Дубровін В.О. та ін.* Навчальний модуль «Біодизель та біоетанол». Проєкт UNIDO/GEF. – К.: ЮНІДО, 2015. – 52 с. http://ir.polissiauniver.edu.ua/bitstream/123456789/5143/1/Biodizel_TM6.pdf
14. *Біоенергетичні системи в аграрному виробництві* / Голуб Г.А., Кухарець С.М., Марус О.А. та ін.; за ред. Г.А. Голуба. – К.: НУБіП України, 2017. – 229 с. http://ir.polissiauniver.edu.ua/bitstream/123456789/7904/1/Bioensis_2017_229.pdf
15. *Біопалива (технології, машини і обладнання)* / В.О. Дубровін, М.О. Корчемний, І.П. Масло та ін. – К.: ЦІТ „Енергетика і електрофікація”, 2004. – 256 с.

ANALYSIS OF FEEDSTOCK AND TECHNOLOGY BASIS FOR THE PRODUCTION OF DIESEL BIOFUEL IN UKRAINE

Drahniev S.V.¹, Zheliezna T.A.²

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057

¹PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, orcid.org/0000-0003-3754-4186, e-mail: dragnev@secbiomass.com

²PhD (Engin.), Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Marii Kapnist Str., Kyiv, 03057, Ukraine, orcid.org/0000-0002-9607-3022, e-mail: zhelyezna@secbiomass.com

<https://doi.org/10.31472/tpe.3.2024.11>

The purpose of the work is to develop recommendations for the possibility of renewing the production and consumption of biodiesel in Ukraine with the subsequent increase in the production of hydrotreated vegetable oil. The current state and prospects of diesel biofuel production in the world are analyzed. Production technologies and fuel characteristics of biodiesel and hydrotreated vegetable oil are considered. Over the past twenty years, the global production of diesel biofuel has increased from 2 to 55 billion l/year. Currently, about a third of the total production volume is in the EU. Diesel biofuel is divided into two types, namely biodiesel and hydrotreated vegetable oil. They differ in production technology and chemical composition. Now, biodiesel, which is fatty acids methyl ethers, is the type of diesel biofuel that is mainly produced and consumed in the world. However, given the fuel characteristics and ease of use, in the future, it makes sense to switch to hydrotreated vegetable oil, which is actually a complete analogue of diesel fuel. In Ukraine, during at least the last decade, the production and consumption of biodiesel has been practically absent. Despite this, there are certain prerequisites for the possibility of developing this direction in the future. Such prerequisites include availability of a large feedstock base, as well as significant groundwork in this field. We consider it expedient to establish a legislatively mandatory share of biodiesel in diesel fuel consumed in Ukraine at the level of 5%; introduce an export duty on rapeseed; cancel the excise tax on diesel biofuel; introduce a system for collecting used cooking oil; resume methanol production in Ukraine;

create a specialized laboratory for testing biodiesel quality properties according to current international standards. To implement the proposed measures, we recommend the development of a new program for diesel biofuel production in Ukraine or the inclusion of a respective section in existing or planned national strategic documents.

References 15, table 1, figures 3.

Key words: biomass, biofuels, advanced biofuels, biodiesel, diesel biofuel, hydrotreated vegetable oil.

1. *Report on global market supply 2022/2023*. UFOP, 2023.

https://www.ufop.de/files/8716/7568/8538/ENG_UFOP_2076_Versorgungsbericht_A5_22_23_060223.pdf

2. *OECD-FAO Agricultural Outlook 2023-2032*. OECF/FAO, 2023.

<https://www.oecd-ilibrary.org/deliver/08801ab7-en.pdf?itemId=/content/publication/08801ab7-en&mimeType=pdf>

3. *OECD-FAO Agricultural Outlook 2022-2031*. OECF/FAO, 2022.

<https://www.oecd-ilibrary.org/deliver/f1b0b29c-en.pdf?itemId=%2Fcontent%2Fpublication%2Ff1b0b29c-en&mimeType=pdf>

4. *Flach B, Lieberz S., Bolla S*. USDA Report Biofuels Annual, Report No E42023-0033, 2023. bit.ly/447UIZ5

5. *Neuling U, Kaltschmitt M*. Liquid Fuels from Vegetable Oil. In: Meyers R. (eds) Encyclopedia of Sustainability Science and Technology. Springer, New York, NY. https://doi.org/10.1007/978-1-4939-2493-6_1038-1

6. *Prohrama rozvytku vyrobnytstva dyzelnoho biopalyva*. [Program for the development of diesel biofuel production.]. Approved by the resolution of the Cabinet of Ministers of Ukraine dated 22.12.2006 № 1774. (Ukr.) <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/1774-2006-%D0%BF#Text>

7. *Orzhel O., Zorkin A., Kykot K.* ta in. Zelena Knyha «Rehulivannia vyrobnytstva ridkykh motornykh biopalyv». [Green Book "Regulation of production of liquid motor biofuels".]. Kyiv: Office of Effective Regulation, 2019. 109 p. (Ukr.) <https://regulation.gov.ua/book/127-zelena-knigarinok-biopalyva>

8. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A., Drahniev S.V., Kucheruk P.P.* Perspektyvy vyrobnytstva peredovykh biopalyv v Ukraini [Prospects for the production of advanced biofuels in Ukraine.]. Energy Technologies and Resource Saving. V. 76, № 3 (2023), P. 71-82. (Ukr.) <https://www.etars-journal.org/index.php/journal/issue/view/37/40>

9. *Report on Oilseeds and Products Annual*. USDA report E42022-0031, April 21, 2022. <https://bit.ly/31EjGNV>
10. *Report on Biofuels Annual*. USDA report E42022-0048, July 13, 2022. <https://bit.ly/3JC18pq>
11. *Directive (EU) 2018/2001 of the European Parliament and of the Council of 11 December 2018 on the promotion of the use of energy from renewable sources (recast)*. Consolidated amended version. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX%3A02018L2001-20231120>
12. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A., Drahnev S.V.* Analiz perspektyv ta pytan stalosti vyrobnytstva ridkykh motornykh biopalyv v YeS ta v Ukraini [Analysis of prospects and issues of sustainability of production of liquid motor biofuels in the EU and Ukraine.]. *Thermophysics and Thermal Power Engineering*. V. 45, № 1 (2023), P. 46-54. (Ukr.) <https://doi.org/10.31472/tpe.1.2023.6>
13. *Dubrovin V.O.* ta in. Navchalnyi modul «Biodyzel ta bioetanol». [Educational module "Biodiesel and bioethanol"]. Project UNIDO/GEF. K.: UNIDO, 2015. 52 p. (Ukr.) http://ir.polissiauniver.edu.ua/bitstream/123456789/5143/1/Biodizel_TM6.pdf
14. *Bioenerhetychni systemy v aharnomu vyrobnytstvi* [Bioenergy systems in agricultural production.]. / Golub G.A., Kukharets S.M. Marus O.A. ta in.; under the editorship G.A. Golub. K.: NULES of Ukraine, 2017. 229 p. (Ukr.) http://ir.polissiauniver.edu.ua/bitstream/123456789/7904/1/Bioensis_2017_229.pdf
15. *Biopalyva (tekhnolohii, mashyny i obladnannia)* [Biofuels (technologies, machines and equipment).]. / V.O. Dubrovin, M.O. Korchemnyi, I.P. Maslo ta in. K.: CTI "Energy and Electrification", 2004. 256 p. (Ukr.)

Отримано 24.04.2024

Received 24.04.2024

Прийнято до друку 17.08.2024

Accepted for publication 17.08.2024