НАЦИОНАЛЬНАЯ АКАДЕМИЯ НАУК УКРАИНЫ
ИНСТИТУТ ТЕХНИЧЕСКОЙ ТЕПЛОФИЗИКИ
НАН УКРАИНЫ

ПРОМЫШЛЕННАЯ ТЕПЛОТЕХНИКА

МЕЖДУНАРОДНЫЙ НАУЧНО-ПРИКЛАДНОЙ ЖУРНАЛ

Выходит 6 раз в год
Основан в 1979 г.

Том 37, № 3, 2015

Главный редактор – **Долинский А.А.**

Редакционная коллегия:
Авраменко А.А.
Бабак В.П.
Базеев Е.Т.
Басок Б.И. – зам. главного редактора
Буляндра А.Ф.
Гелетуха Г.Г.
Дубовской С.В.
Клименко В.Н.
Круковский П.Г.
Письменный Е.Н.
Пятничко А.И.
Сигал А.И.
Снежкин Ю.Ф.
Фиалко Н.М.
Халатов А.А.
Чайка А.И.
Шморгун В.В. – ответственный секретарь

Редакционный совет:
Алексеенко С.В. (Россия)
Вацлавик Ю. (Польша)
Коверда В.П. (Россия)
Коновалов В.И. (Россия)
Люриг Х. (Германия)
Маджамдар А. (Канада)
Матеи И. (Румыния)
Мизута И. (Япония)
Минг-Шан-Жу (Китай)
Накоряков В.Е. (Россия)
Сайред Н. (Великобритания)
Тоттен Дж. Е. (США)

СОДЕРЖАНИЕ

ТЕПЛО- И МАССООБМЕННЫЕ ПРОЦЕССЫ

Долинский А.А., Фиалко Н.М., Диндзос Р.В., Навродская Р.А.

Структурообразование полимерных микро- и нанокомпозитов на основе поликарбоната в процессах их кристаллизации 5

Авраменко А.А., Кондратьева Е.А., Ковецкая М.М., Тыринов А.И.

Влияния режимных параметров на энтальпию поперечных потоков между ячейками пучка стержней..16

ТЕПЛО- И МАССООБМЕННЫЕ АППАРАТЫ

Ободович А.Н., Мудрак Т.Е., Костик С.И., Сидоренко В.В.

Экспериментальное определение коэффициента массообмена при культивировании микроорганизмов с применением метода дискретно-импульсного ввода энергии (ДИВЭ).....24

Мужиченко А.Ф, ПолещукМ.А., Шевцов А.В.

Математическое моделирование работы биметаллических подовых электродов дуговых сталеплавильных печей постоянного тока.....30

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ УСТАНОВКИ

Халатов А.А., Северин С.Д., Коваленко Г.В., Мейрис А.Ж.

Влияние различных способов интенсификации теплообмена в теплообменном аппарате на характеристики воздушной теплоутилизирующей турбинной установки..... 38

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ И СЖИГАНИЕ ТОПЛИВА

Фиалко Н.М., Абдулин М.З., Шеренковский Ю.В., Майсон Н.В.

Характеристики циркуляционных течений в ближнем следе цилиндрических стабилизаторов пламени.....47

Михайлик В.А., Снєжкін Ю.Ф., Оранська О.І., Корінчевська Т.В., Корінчук Д.М.

Вивчення термічних властивостей твердого залишку торфу після екстрагування гумусових речовин.....54

ВОЗОБНОВЛЯЕМАЯ ЭНЕРГЕТИКА

Гелетуха Г.Г., Железная Т.А., Кучерук П.П., Олейник Е.Н., Трибой А.В.

Биоэнергетика в Украине: современное состояние и перспективы развития. Часть 2.....65

ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ

Павлюк Н.Ю., Сігал О.І.

Підходи до проблеми поводження з твердими

побутовими відходами в світі та в Україні.....74

ЭНЕРГОЭФФЕКТИВНОСТЬ ЗДАНИЙ. СТРОИТЕЛЬНАЯ ТЕПЛОФИЗИКА

Басок Б.И., Давыденко Б.В., Новиков В.Г., Гончарук С.М., Лысенко О.М.

Численное моделирование теплопереноса через неутепленный фундамент здания..... 82

NATIONAL ACADEMY OF SCIENCES OF UKRAINE
INSTITUTE OF ENGINEERING THERMOPHYSICS

INDUSTRIAL HEAT ENGINEERING

INTERNATIONAL SCIENTIFIC AND APPLIED JOURNAL

Published bimonthly
Founded in 1979

Volume 37, № 3, 2015

Editor in Chief – **A. Dolinsky**

Editorial Board Members:
A. Avramenko
V. Babak
E. Bazeev
B. Basok – Associated Editor
A. Bulyandra
G. Geletykha
S. Dubovskoi
V. Klimenko
P. Krukovsky
Ye. Pysmennyy
A. Pyatnichko
A. Sigal
Yu. Snezhkin
N. Fialko
A. Khalatov
A. Chaika
V. Shmorgun – Responsible Secretary

Advisory Editorial Board:
S. Alekseenko (Russia)
J. Wazlawik (Poland)
V. Coverda (Russia)
V. Konovalov (Russia)
H. Lurig (Germany)
A. Mujumdar (Canada)
J. Matei (Romania)
Y. Mizuta (Japan)
Ming-Shan-Zhu (China)
V. Nakoryakov (Russia)
N. Syred (United Kingdom)
G. Totten (USA)

CONTENTS

HEAT AND MASS EXCHANGE PROCESSES

A. Dolinskiy, N. Fialko, R. Dinzhos, R. Navrodskaya

Structure formation of polymer micro- and nanocomposites based on polycarbonate in the process of their crystallization.....5

A. Avramenko, E. Kondratieva, M. Kovetskaya, A. Tyrinov.

Effect of regime parameters on enthalpy of cross-flow between the cells of the rod bundle.....16

HEAT AND MASS EXCHANGE APPARATUS

A. Obodovich, T. Mudrak, S. Kostik, V. Sidorenko

Experimental determination of the mass transfer coefficient by culturing microorganisms using method of discrete-pulsed energy input.....24

A. Muzhichenko, M. Poleschuk, A. Shevtsov

Mathematical modeling of operation of bimetallic hearth-level electrodes of arc steel-making furnaces of direct current 30

HEAT POWER UNITS

A. Khalatov, S. Severin, G. Kovalenko, A. Meyris

Influence of different methods of heat transfer enhansment in heat exchanger on air turbine waist heat recovery power plant haracteristics 38

FUEL UTILIZATION AND BURNING

N. Fialko, M. Abdulin, Yu. Sherenkovskii, N. Maison

Characteristics of circulation flow in near wake of cylindrical flame stabilizers 47

V. Mykhailyk, Yu. Snezhkin, O. Oranska, T. Korinchevska, D. Korinchuk

Study of the thermal properties of solid residues of milled peat after the humus substances extraction.....54

RENEWABLE ENERGY SYSTEMS

G. Geletukha, T. Zheliezna, P. Kucheruk, Ye. Oliinyk, O. Tryboi

Bioenergy in Ukraine: state of the art and prospects for development. Part 2.....65

ENERGY SAVING

N. Pavliuk, O. Sigal

Approaches to the problem of municipal solid waste in the world and in Ukraine.....74

ENERGY EFFICIENCY IN BUILDINGS. BUILDING THERMOPHYSICS

B. Basok, B. Davydenko, V. Novikov, S. Goncharuk, O. Lysenko

Numerical simulation of heat transfer through non-insulated building foundation.....82

УДК 538.9:536.6

СТРУКТУРООБРАЗОВАНИЕ ПОЛИМЕРНЫХ МИКРО- И НАНОКОМПОЗИТОВ НА ОСНОВЕ ПОЛИКАРБОНАТА В ПРОЦЕССАХ ИХ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ

Долинский А.А.[1], академик НАН Украины, **Фиалко Н.М.**[1], член-корреспондент НАН Украины, **Динжос Р.В.**[2], канд. физ.-мат. наук, **Навродская Р.А.**[1], канд. техн. наук

[1]*Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2 а, Киев, 03680, Украина*

[2]*Николаевский национальный университет им. В.А.Сухомлинского, ул. Никольская, 24, Николаев, 540030, Украина*

Наведено дані експериментально-теоретичних досліджень щодо механізмів структуроутворення при кристалізації полімерних композитів на основі полікарбонату, наповнених вуглецевими нанотрубками або мікрочастинками алюмінію. Представлено результати аналізу одержаних експериментальних даних з кінетики кристалізації у відповідності з рівняннями нуклеації та Колмогорова-Аврамі. Встановлено механізми кристалізації розглянутих полімерних мікро- і нанокомпозитів на початковій стадії кристалізації (стадії нуклеації) та стадії кристалізації в об'ємі матеріалу в цілому.

Приведены данные экспериментально-теоретических исследований механизмов структурообразования при кристаллизации полимерных композитов на основе поликарбоната, наполненных углеродными нанотрубками или микрочастицами алюминия. Представлены результаты анализа полученных экспериментальных данных по кинетике кристаллизации в соответствии с уравнениями нуклеации и Колмогорова-Аврами. Установлены механизмы кристаллизации рассмотренных полимерных микро- и нанокомпозитов на начальной стадии кристаллизации (стадии нуклеации) и стадии кристаллизации в объеме материала в целом.

The data of experimental and theoretical studies of the mechanisms of structure formation in the crystallization of polymer composites based on polycarbonate filled with carbon nanotubes or microparticles of aluminum are given. The results of the analysis of the experimental data on the crystallization kinetics in accordance with the equations of nucleation and Kolmogorov-Avrami are submitted. The mechanisms of crystallization of considered polymeric micro- and nanocomposites on the initial crystallization step (nucleation step) and the step of crystallization in the volume of material as a whole are established.

Библ. 8, табл. 4, рис. 3.

Ключевые слова: полимерные микро- и нанокомпозиты, механизмы структурообразования, кинетика кристаллизации.

a_m – приведенный параметр нуклеации;
ΔE – энергия активации;
f – относительная доля механизма кристаллизации, связанного с кристаллизацией собственно полимерной матрицы;
ΔH_m^o – энтальпия плавления;
k – постоянная Больцмана;
K_m – приведенный транспортный барьер;
K_n – эффективная константа скорости;
m – безразмерный параметр формы;
n – псевдопараметр формы;
Q, Q_{max} – текущее и максимальное значение теплового потока;
R – коэффициент корреляции;
T – температура;
T_N, T_K – температура начала и окончания кристаллизации;
ΔT – температурный интервал кристаллиза-ции;
T_M – температура расплава, отвечающая максимальному значению теплового потока;
t – время;
V_t – скорость охлаждения;
Z – энергия нуклеации;
α – относительная объемная доля кристаллической фазы;
τ – приведенное время, $\tau = V_t \cdot t$;
χ^2 – дисперсия;
ω – массовая доля наполнителя.

Введение

В последний период наблюдается тенденция к расширению областей использования полимерных материалов за счет применения их различных композиций. Данные композиции, как

известно, обладают существенно более широким спектром физико-механических и технологических свойств. При этом особо выделяются полимерные микро- и нанокомпозиты, свойства которых улучшены введением в полимерную матрицу относительно незначительного количества частиц наполнителя соответствующих размеров [1-5].

Задачи разработки новых полимерных микро- и нанокомпозитов требуют проведения углубленных исследований, направленных на изучение особенностей формирования их структуры в процессе кристаллизации, что в большой мере определяет свойства получаемых материалов.

Данная статья посвящена экспериментально-теоретическим исследованиям закономерностей структурообразования полимерных микро- и нанокомпозитов на основе поликар-боната, наполненных углеродными нанотрубками или микрочастицами алюминия.

Постановка задачи и методика проведения исследований

В задачу исследования входило установление механизмов структурообразования при охлаждении полимерных композитов из расплава. При этом рассмотрению подлежали данные механизмы на стадии зарождения отдельных структурно упорядоченных подобластей (стадия нуклеации) и на стадии образования таких подобластей во всем объеме композита (стадия кристаллизации в объеме материала в целом). Исследования проводились для указанных выше полимерных композитов при изменении массовой доли наполнителей от 0,2 до 4 % и варьировании скорости охлаждения композита от 0,0083 К/с (0,5 К/мин) до 0,333 К/с (20 К/мин).

В работе ставилась также задача проведения сравнительного анализа механизмов структурообразования в рассматриваемых композитах и собственно полимерной матрице.

Используемая экспериментально-теоретическая методика установления механизмов структурообразования включала два этапа, первый из которых состоял в экспериментальном определении экзотерм затвердевания композита при его охлаждении из расплава с заданной постоянной скоростью. Здесь, тепловой поток, отводимый от композита, определялся в сухой атмосфере азота методом дифференциальной сканирующей калориметрии (ДСК) на установке Perkin Elmer DSC-2 с модифицированным программным обеспечением от IFA Gmb, Ulm [6]. При этом образец, помещенный в ячейку, нагревался до температуры 550 К, превышающей температуру плавления матрицы примерно на 50 К, выдерживался при данной температуре в течение 180 с и далее охлаждался до температуры равной 400 К при фиксированной скорости его охлаждения.

Второй этап применяемой методики заключался в теоретическом определении на основе полученных экспериментальных данных характеристик структурообразования на стадии начала формирования в материале отдельных упорядоченных структур с использованием уравнения нуклеации и в нахождении параметров образования таких структур на стадии их формирования во всем объеме композита с применением уравнения Колмогорова-Аврами.

Результаты исследований и их анализ

На рис. 1, 2 и в табл. 1, 2 приведены характерные результаты экспериментальных исследований, касающиеся определения экзотерм затвердевания для рассматриваемых полимерных микро- и нанокомпозитов.

Рассмотрим в начале особенности влияния скорости охлаждения композитов V_t на основные параметры процесса их кристаллизации. Согласно полученным данным для обоих рассматриваемых композитов при разной массовой доле наполнителя имеет место в целом аналогичный характер изменения этих параметров с ростом величины V_t (рис. 1, 2). Здесь в первую очередь обращает на себя внимание весьма существенное снижение максимума отводимого от композита теплового потока Q_{max} с повышением скорости охлаждения при заметном смещении положения данного.максимума.на кривой $Q=f(T)$ в область более низких темератур. Так, для микрокомпозита, содержащего 0,2 % алюминия, величина Q_{max} = 1,84 мВт при V_t = 0,0083 К/с и снижается до 1,02 мВт при V_t = 0,333 К/с. Что же касается температуры $T_{\text{М}}$, отвечающей тепловому потоку Q_{max}, то для указанных скоростей V_t она равна 463,5 К и 448,9 К соответственно.

Повышение скорости охлаждения композита V_t приводит также к снижению температур начала

T_N и конца T_K кристаллизации. При этом заметно повышается интервал температур кристализации ΔT ($\Delta T = T_N - T_K$). Например, для нанокомпозита, содержащего 4 % углеродных нанотрубок, указанный интервал ΔT составляет 6,5 К при V_t = =0,0083 К/с и достигает 18,9 К при V_t = 0,333 К/с.

Остановимся вкратце на рассмотрении эффектов влияния массовой доли наполнителя ω на характер полученных экзотерм кристаллизации. Как видно из рис. 1 и 2, с повышением ω наблюдается трансформация унимодального пика на кривой $Q = f(T)$ в бимодальный. При этом указанная бимодальность с ростом ω становится все более ярко выраженной. Важно подчеркнуть, что массовая доля наполнителя ω, при которой обнаруживается отмеченная трансформация, оказывается различной для разных композиционных материалов. Как следует из результатов выполненных экспериментальных исследований, в случае полимерного композита, наполненного микрочастицами алюминия, бимодальный пик на кривых $Q = f(T)$ появляется при значении ω, равном 1 %, в случае же нанокомпозита, наполненного углеродными нанотрубками, он обнаруживается при ω = 0,5 %.

При проведении экспериментов были полу-

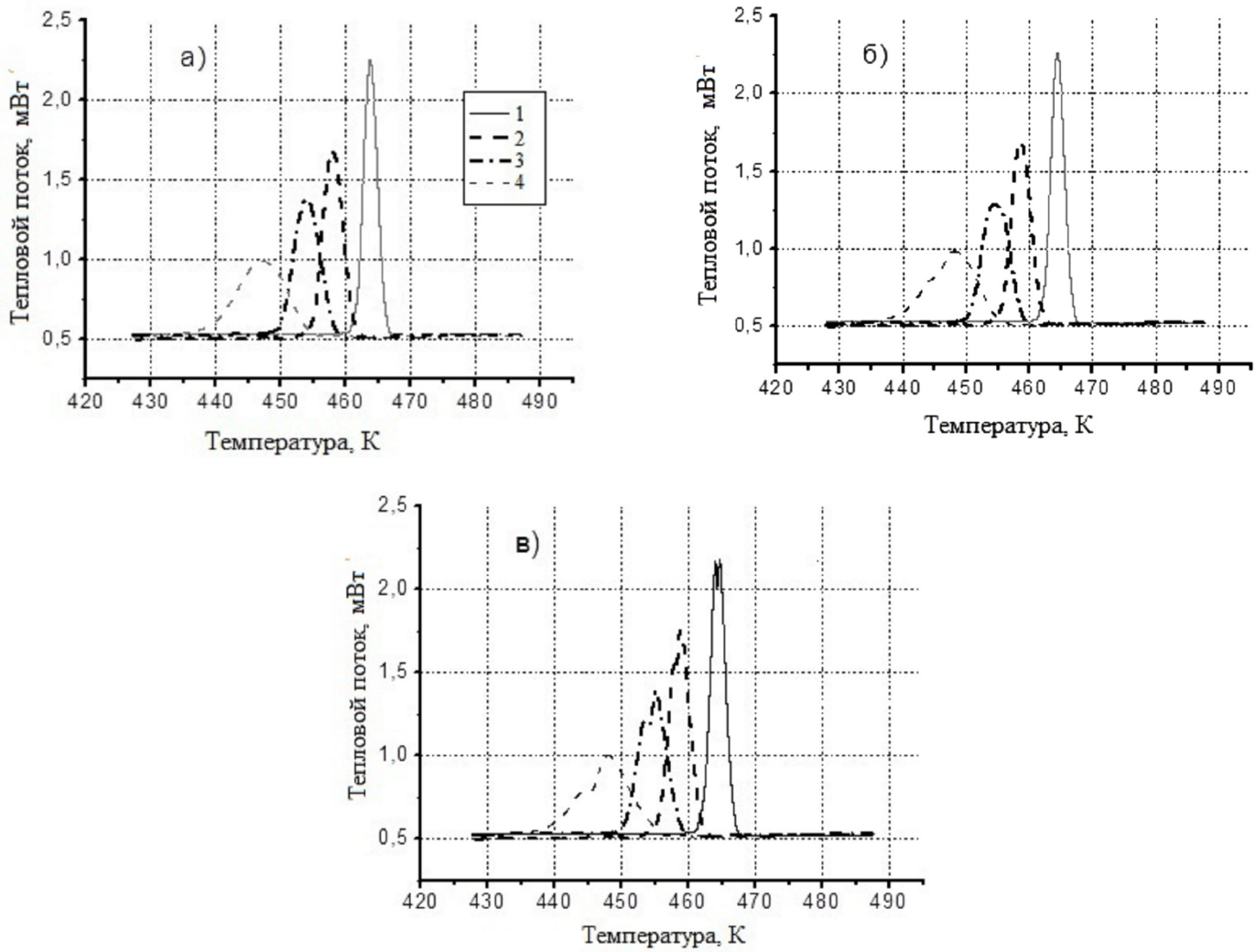


Рис. 1. Экзотермы кристаллизации для полимерных нанокомпозитов на основе поликарбоната, наполненных углеродными нанотрубками, при содержании наполнителей ω = 0,2 % (а), 0,3 % (б) и 4,0 % (в) при разных скоростях охлаждения композита из расплава: 1 – V_t = 0,0083 К/с; 2 – 0,0333 К/с; 3 – 0,0833 К/с; 4 – 0,333 К/с.

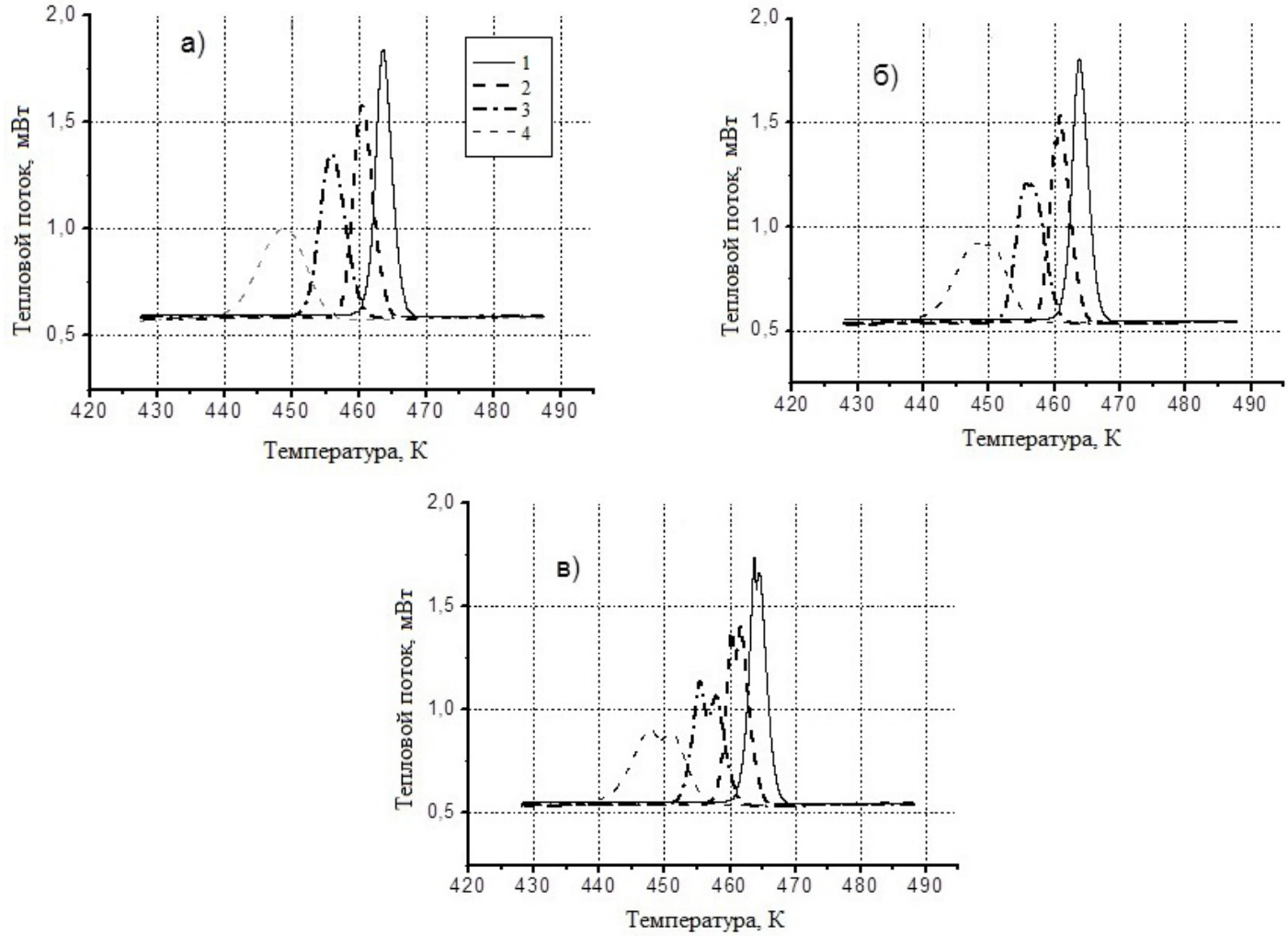


Рис. 2. Экзотермы кристаллизации для полимерных композиционных материалов на основе поликарбоната, наполненных микрочастицами алюминия, при содержании наполнителя ω = 0,2 % (а), 1,0 (б) и 4,0 % (в) при различных скоростях охлаждения композита из расплава: 1 – V_t = 0,0083 К/с; 2 – 0,0333 К/с; 3 – 0,0833 К/с; 4 – 0,333 К/с.

чены также соответствующие экзотермы кристаллизации для полимерной матрицы при различных скоростях V_t.охлаждения из расплава. Здесь характер экзотерм в целом аналогичен таковым для рассматриваемых композитов при относительно небольшом содержании наполнителя (ω = 0,2 %). То есть при всех исследованных скоростях охлаждения V_t экзотермы кристаллизации полимерной матрицы содержали лишь унимодальные пики, уровень которых снижался с ростом V_t.

Полученные экспериментальные данные о кинетике кристаллизации рассматриваемых композитов, как уже отмечалось, служили основой для теоретического определения соответствующих параметров структурообразования.

Рассмотрим особенности структурообразования изучаемых композитов на начальной стадии их кристаллизации – стадии нуклеации. Здесь определению подлежали такие основные характеристики кристаллообразования, как приведенный параметр нуклеации a_m и приведенный транспортный барьер K_m

$$a_m = Z \Big/ k\left(\Delta H_m^o\right)^m , \; K_m = A\exp\left(\Delta E/kT_N\right).$$

Кроме того, необходимым являлось проведение анализа в части размерности кристаллообразования, связанной с параметром m.

Для нахождения величины a_m и K_m использо-

валось уравнение нуклеации [7]

$$ln\left\{V_t\ \left[(m+1)\,T_N - T_{\text{М}}\right](T_{\text{М}})^m / T_N^2\,(\Delta T)^{m+1}\right\} = \\ = ln\,(K_m / a_m) - a_m (T_{\text{М}})^m / T_N (\Delta T)^m. \quad (1)$$

Решение данного уравнение осуществлялось с применением метода наименьших квадратов и использованием полученных в результате экспериментальных исследований величин T_N, T_M и ΔT. При этом в целях анализа размерности кристаллообразования уравнения (1) решалось для $m = 1$ и $m = 2$.

В табл. 3 представлены результаты решения уравнения (1) для композитов на основе поликарбоната, наполненных углеродными нанотрубками либо микрочастицами алюминия, при различном содержании наполнителя и разных значениях параметра m. Как видно из табл. 3, при $m = 1$ и $m = 2$ корреляция между экспериментальными и расчетными данными вполне удовлетворительна. При этом, однако, в случае $m = 1$ в исследуемом диапазоне изменения параметров значения коэффициентов корреляции R_1 оказываются существенно меньшими, чем значения соответствующих коэффициентов R_2 при $m = 2$. Таким образом, приведенные данные свидетельствуют о наличии двух механизмов структурообразования на начальной стадии кристаллизации рассматриваемых полимерных композитов, а именно, двумерного плоскостного ($m = 1$) и трехмерного, объемного ($m = 2$). Отмеченное заметное превышение величины R_2 над R_1 указывает на некоторое преобладание объемного механизма над плоскостным.

Что касается изменения с ростом содержания наполнителя ω, приведенного параметра нуклеации a_m и приведенного транспортного барьера K_m, то для рассматриваемых композитов характер данного изменения оказывается аналогичным при $m = 1$ и $m = 2$. С повышением ω значения приведенного параметра нуклеации a_m увеличиваются, а транспортного барьера K_m – падают (см. данные табл. 3). Рост a_m связан, как известно, с увеличением скорости кристаллизации

Табл. 1. Характеристики процесса кристаллизации полимерного нанокомпозита на основе поликарбоната, наполненного углеродными нанотрубками, при разном содержании наполнителя ω и различных скоростях Vt охлаждения композита из расплава

ω, %	T_N, K	T_M, K	$T_к, K$	$\Delta T, K$	Q_{max}, *мВт*
V_t = 0,0083 К/с					
0	467,5	463,0	460,0	7,5	1,79
0,2	466,9	463,7	461,0	5,9	2,24
0,3	467,6	464,3	461,2	6,4	2,27
4	467,4	464,0; 464,6	460,9	6,5	2,18
V_t = 0,0166 К/с					
0	467,1	462,3	459,2	7,9	1,70
0,2	465,0	460,8	457,8	7,2	1,94
0,3	465,6	461,5	457,8	7,8	1,95
4	465,6	461,7; 461,0	458,0	7,6	1,90
V_t = 0,0333 К/с					
0	465,2	460,0	457,0	8,2	1,55
0,2	462,4	458,0	454,2	8,2	1,68
0,3	463,0	458,6	454,4	8,6	1,70
4	462,9	458,7; 457,8	454,6	8,3	1,73
V_t = 0,0833 К/с					
0	461,2	455,4	451,9	9,3	1,32

0,2	458,2	453,7	449,7	8,5	1,37
0,3	458,7	454,5	449,8	8,9	1,28
4	458,8	455,1; 453,4	450,2	8,6	1,38
V_t = 0,166 К/с					
0	457,9	451,2	446,9	11,0	1,16
0,2	457,5	451,2	445,1	12,4	1,19
0,3	458,1	451,9; 450,1	445,5	12,6	1,20
4	458,1	452,1; 450,1	445,2	12,9	1,21
V_t = 0,333 К/с					
0	456,5	448,4	441,5	15,0	0,97
0,2	455,0	446,7	438,3	16,7	0,98
0,3	455,6	448,0; 444,0	437,7	17,9	0,99
4	455,6	448,1; 443,9	436,7	18,9	1,00

на ее начальной стадии, а снижение K_m – с уменьшением ограничений по транспорту сегментов матрицы через поверхность ламель-кристалл.

Важно также подчеркнуть, что согласно результатам выполненных экспериментальных исследований параметр нуклеации a_m и транспортный барьер K_m претерпевают весьма резкое изменение в области относительно низких значений содержания наполнителя ω, а именно, при изменении ω от 0,2 до 0,5 % для углеродных нанотрубок и от 0,2 до 1,0 % – для микрочастиц алюминия. Дальнейшее повышение содержания наполнителя оказывает существенно меньшее влияние на указанные параметры. Такой характер поведения величин am и K_m связан, по-видимому, с прохождением при повышении ω первого порога перколяции, отвечающего образованию непрерывного перколяционного кластера [8].

Перейдем далее к рассмотрению закономерностей структурообразования исследуемых полимерных композитов на второй стадии кристаллизации – кристаллизация в объеме материала в целом. Одной из наиболее важных характеристик структурообразования на данной стадии является псевдопараметр формы n, связанный с механизмом кристаллизации в плане его пространственных особенностей. Последний определялся посредством анализа полученных экспериментальных данных в рамках стандартного уравнения Колмогорова-Аврами [7]

$$\alpha(\tau) = 1 - exp\left(-K_n\,\tau^n\right), \qquad (2)$$

где α(τ) представляет собой отношение текущего и конечного объемов закристаллизовавшегося материала.

Выполненный анализ показал, что при таком подходе расхождение экспериментальных и расчетных данных оказываются весьма существенными (см. значения дисперсии χ^2 для уравнения (2) в табл. 4 и соответствующие данные на рис. 3). Данное обстоятельство обусловило необходимость рассмотрения возможности интерпретации экспериментальных данных в предположении наличия двух механизмов кристаллообразования, первый из которых связан с кристаллизацией собственно полимерной матрицы (реализующейся на флуктуациях плотности полимера), и второй – с кристаллизацией, в которой роль ее центров выполняют частицы наполнителя. Согласно этому полученные результаты экспериментальных исследований анализировались в соответствии с модифицированным уравнением Колмогорова-Аврами [7]

$$\alpha(\tau) = f\left[1 - exp\left(-K_n'\,\tau^{n'}\right)\right] + (1-f)\cdot\left[1 - exp\left(-K_n''\,\tau^{n''}\right)\right], \qquad (3)$$

здесь надстрочные индексы “ ′ ” и “ ″ ” относят величины к первому и второму из указанных механизмов.

Полученные результаты свидетельствуют о

Табл. 2. Характеристики процесса кристаллизации полимерного микрокомпозита, наполненного микрочастицами алюминия, при разном содержании наполнителя ω и различных скоростях V_t охлаждения композита из расплава

ω, %	T_N, K	T_M, K	$T_к$, K	$\Delta T, K$	Q_{max}, *мВт*
V_t = 0,0083 К/с					
0	467,5	463,0	460,0	7,5	1,79
0,2	468,0	463,5	460,6	7,4	1,84
1	468,7	463,8	460,5	8,2	1,81
4	468,5	464,4; 463,7	460,8	7,7	1,75
V_t = 0,0166 К/с					
0	467,1	462,3	459,2	7,9	1,70
0,2	467,6	462,8	459,7	7,9	1,75
1	468,3	463,3; 462,6	459,6	8,7	1,71
4	468,1	463,7; 462,8	459,5	8,6	1,66
V_t = 0,0333 К/с					
0	465,2	460,0	457,0	8,2	1,55
0,2	465,7	460,5	457,6	8,1	1,59
1	466,3	460,8; 460,0	457,5	8,8	1,57
4	466,2	461,7; 460,4	457,8	8,4	1,41
V_t = 0,0833 К/с					
0	461,2	455,4	451,9	9,3	1,32
0,2	461,7	455,9	452,3	9,4	1,38
1	462,4	456,9; 455,5	451,9	10,5	1,22
4	462,2	458,0; 455,5	452,1	10,1	1,14
V_t = 0,166 К/с					
0	457,9	451,2	446,9	11,0	1,16
0,2	458,4	451,7	447,4	11,0	1,20
1	459,1	453,6; 451,5	446,8	12,3	1,10
4	459,0	453,9; 451,7	447,0	12,0	1,09
V_t = 0,333 К/с					
0	456,5	448,4	441,5	15,0	0,97
0,2	457,0	448,9	440,6	16,4	1,02
1	457,7	450,9; 447,5	440,4	17,3	0,94
4	457,4	451,0; 447,8	440,2	17,2	0,90

том, что для поликарбоната значения псевдопараметра формы $n \approx 4$. Последнее означает, что кристаллизация происходит по так называемому механизму напряженной матрицы.

Что касается второго из указанных механизмов, то согласно полученным данным он существенно зависит от массовой доли наполнителя ω. Так, для нанокомпозита, наполненного углеродными нанотрубками, при ω = 0,2 % псевдопараметр формы $n \approx 4$. То есть здесь реализуется

Табл. 3. Параметры структурообразования на начальной стадии кристаллизации полимерных композитов на основе поликарбоната при различном содержании наполнителей ω

ω, %	a_1, K	K_1, 1/c	R_1	a_2 ,10^{-6} K	K_2, 1/c	R_2
Наполнитель – углеродные нанотрубки						
0	0,325	0,056	0,8142	1,82	0,940	0,9997
0,2	0,329	0,054	0,8551	1,86	0,910	0,9949
0,3	0,356	0,025	0,8964	2,13	0,470	0,9945
4	0,362	0,022	0,8821	2,18	0,450	0,9946
Наполнитель – микрочастицы алюминия						
0	0,325	0,056	0,8142	1,82	0,940	0,9997
0,2	0,327	0,052	0,8255	1,84	0,930	0,9964
1	0,345	0,039	0,8412	1,95	0,530	0,9962
4	0,351	0,037	0,8315	1,99	0,500	0,9975

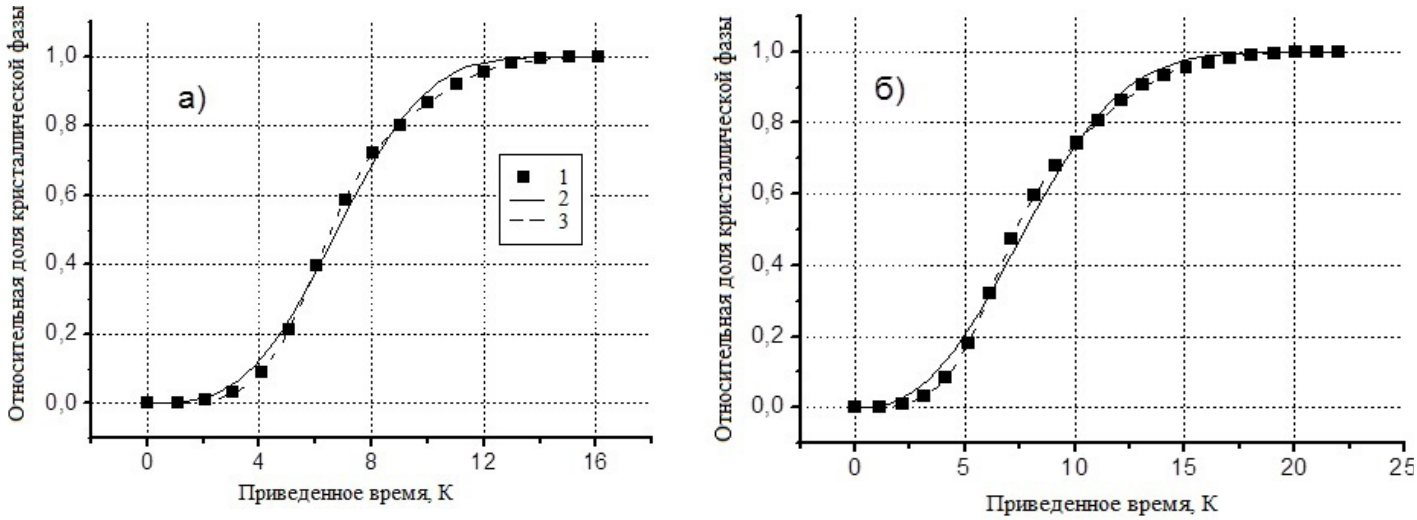


Рис. 3. Зависимость относительной объемной доли кристаллической фазы α(τ) от приведенного времен τ для полимерного композита, наполняемого углеродными нанотрубками (а) и микрочастицами алюминия (б) при ω = 4 % и V_t = 0,0166 К/с; 1 – результаты эксперимента; 2, 3 – данные, отвечающие уравнениям (2) и (3).

механизм аналогичный механизму кристаллизации полимерной матрицы. Повышение массовой доли углеродных нанотрубок до 0,3 % приводит к тому, что указанный второй механизм становится поверхностным ($n \approx 2$). При этом данный механизм сохраняется при дальнейшем повышении ω.

Несколько иная картина наблюдается для полимерных микрокомпозитов, наполненных частицами алюминия. В этом случае при ω = 0,2 % механизм кристаллизации остается таким же как и в полимерной матрице. При ω = 1,0 % происходит трансформация данного механизма в одномерный ($n \approx 1$), при котором имеет место образование углеродных игольчатых кристаллических структур. Дальнейшее повышение ω не приводит к изменению указанного одномерного механизма.

Табл. 4. Параметры структурообразования на стадии кристаллизации в объеме полимерных композитов на основе поликарбоната при различной доле наполнителей ω и разной скорости охлаждения V_t

V_t, К/с	Уравнение (2)			Уравнение (3)				
	n	K_n, 10^{-5} K^{-n}	χ^2,10^{-5}	f	K'$_n$, 10^{-5} K$^{-n'}$	n''	K''$_n$, 10^{-5} K$^{-n''}$	χ^2, 10^{-5}
Наполнитель – углеродные нанотрубки, ω = 0,2 %								
0,0083	4,8	288	54	0,78	70	4,0	211	2
0,0333	4,6	363	64	0,81	33	3,8	447	5
0,0833	4,5	209	67	0,83	13	3,9	323	2
0,3333	4,4	129	66	0,86	49	3,8	142	9
Наполнитель – углеродные нанотрубки, ω = 0,3 %								
0,0083	4,4	440	86	0,81	75	2,20	854	2
0,0333	4,2	270	93	0,85	39	2,30	322	2
0,0833	4,1	250	95	0,79	11	2,30	180	1
0,3333	4,0	215	82	0,75	21	2,10	129	4
Наполнитель – микрочастицы алюминия, ω = 0,2 %								
0,0083	4,8	171	55	0,78	56	4,6	275	2
0,0333	4,6	154	65	0,82	30	4,3	164	5
0,0833	4,5	197	62	0,86	22	4,2	110	1
0,3333	4,4	200	60	0,82	64	4,2	121	9
Наполнитель – микрочастицы алюминия, ω = 1 %								
0,0083	4,6	150	98	0,41	35	1,2	176	7
0,0333	4,6	177	69	0,85	39	1,3	186	5
0,0833	4,5	315	93	0,88	26	1,1	341	4
0,3333	4,4	350	118	0,79	42	1,2	520	5

Выводы

1. Выполнены экспериментально-теоретические исследования по установлению механизмов структурообразования при кристаллизации из расплава полимерных композитов на основе поликарбоната, наполненных углеродными нанотрубками или микрочастицами алюминия. Исследования проведены при изменении массовой доли наполнителя ω от 0,2 % до 4 % и варьировании скорости охлаждения V_t композита из расплава от 0,0083 до 0,333 К/с.

2. Экспериментально получены экзотермы кристаллизации для рассматриваемых полимерных микро- и нанокомпозитов. Выявлены эффекты влияния скорости охлаждения композита из расплава V_t и доли наполнителя ω на различные характеристики процесса кристаллизации. В частности показано, что с ростом V_t происходит снижение максимума отводимого от композита теплового потока Q_{max} и уменьшение температур начала T_N и конца $T_К$ кристаллизации при заметном повышении интервала температур кристаллизации ΔT. Установлен также факт трансформации унимодального пика на экзотермах кристаллизации в бимодальный при повышении массовой доли наполнителя ω.

3. С использованием результатов экспериментальных исследований в соответствии с уравнением нуклеации установлены закономерности структурообразования изучаемых композитов на начальной стадии их кристаллизации – стадии нуклеации. Показано наличие на данной стадии двух механизмов кристаллизации – плоскостно-

го и объемного при некотором преобладании последнего.

4. С целью выявления особенностей структурообразования на второй стадии кристаллизации полимерных композитов (кристаллизация в объеме композита в целом) выполнен анализ полученных результатов экспериментальных исследований в рамках стандартного и модифицированного уравнений Колмогорова-Аврами. Установлено, что на данной стадии кристаллизация происходит по двум механизмам, первый из которых связан с кристаллизацией собственно полимерной матрицы (на флуктуациях плотности полимера), второй – с кристаллизацией, центрами которой служат частички наполнителя. Показано, что второй из указанных механизмов с увеличением содержания наполнителя трансформируется от механизма напряженной матрицы следующим образом: для композитов, наполненных углеродными нанотрубками, к двумерному поверхностному механизму, а для композитов, наполненных частицами алюминия, – к одномерному механизму образования игольчатых структур.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Hernandez-Montelongo J.* Porous silicon-cyclodextrin based polymer composites for drug delivery applications / J. Hernandez-Montelongo, N. Naveas, S. Degoutin, N. Tabary, F. Chai, V. Spampinato, G. Ceccone, F. Rossi, V. Torres-Costa, M. Manso-Silvan, B. Martel. – Carbohydrate Polymers. – 2014. – Vol. 110. – P. 238 – 252.

2. *Diaz-Bleis D.* Thermal characterization of magnetically aligned carbonyl iron/agar composites [Text] / D. Diaz-Bleis, C. Vales-Pinzón, Y. Freile-Pelegrín, J.J. Alvarado-Gil. – Carbohydrate Polymers. – 2014. – Vol. 99. – P. 84 – 90.

3. *Samanvaya S.* Polymer-Particle Composites: Phase Stability and Applications in Electrochemical Energy Storage / Samanvaya Srivastava, Jennifer L. Schaefer, Zichao Yang, Zhengyuan Tu and Lynden A. Archer. – Advansed Material. – 2014. – Vol. 26. – P. 201 – 234.

4. *Kingshuk D.* Utilization of Conducting Polymers in Fabricating Polymer Electrolyte Membranes for Application in Direct Methanol Fuel Cells / Kingshuk Dutta, Piyush Kumar, Suparna Das and Patit P. Kundu. – Polymer Reviews. – 2014. – Vol. 54. – P. 1 – 32.

5. *Parvathalu K.* Studies of Electrical and Thermal Conductivities of Sheared Multi-Walled Carbon Nanotube with Isotactic Polypropylene Polymer Composites / Parvathalu Kalakonda, Yanial Cabrera, Robert Judith, Georgi Y. Georgiev, Peggy Cebe and Germano S. Iannacchione. – Nanomaterials and Nanotechnology. – 2015. – Vol. 5. – P. 1 – 7.

6. *Берштейн В.А.* Дифференциальная сканирующая калориметрия в физикохимии полимеров / Берштейн В.А., Егоров В.М.. – Л.: Химия, 1990. – 256 с.

7. *Вундерлих Б.* Физика макромолекул. Т.2: Зарождение, рост и отжиг кристаллов / Вундерлих Б.. – М.: Мир, 1979. – 574 с.

8. *Долинский А.А.* Теплофизические свойства полимерных микро- и нанокомпозитов на основе поликарбоната / А.А. Долинский, Н.М. Фиалко, Р.В. Динжос, Р.А. Навродская // Промышленная теплотехника. – 2015. – №2. – С. 12 – 19.

STRUCTURE FORMATION OF POLYMER MICRO- AND NANOCOMPOSITES BASED ON POLYCARBONATE IN THE PROCESS OF THEIR CRYSTALLIZATION

Dolinskiy A.A.[1], Fialko N.M.[1], Dinzhos R.V.[2], Navrodskaya R.A.[1]

[1]Institute of Engineering Thermophysics, National Academy of Sciences of Ukraine, 2a, Zhelyabova str., Kyiv, 03680, Ukraine

[2]Nikolaev National University. named after V.A. Sukhomlinskiy, 24, Nikolska str., Mykolaev, 540030, Ukraine

The data of experimental and theoretical studies of the mechanisms of structure formation in the crystallization of polymer composites based on polycarbonate filled with carbon nanotubes or microparticles of aluminum are given. The effects of the influence on the performance of crystallization exotherms of the composite cooling rate from melt and the of filler share are considered. The results of the analysis of the experimental data on the crystallization kinetics in accordance with the equations of nucleation and Kolmogorov-Avrami are submitted. The mechanisms of crystallization of considered polymeric micro- and nanocomposites on the initial crystallization step (nucleation step) and the step of crystallization in the volume of material as a whole are established.

References 8, tables 4, figures 3.

Key words: polymer micro- and nanocomposites, structure formation mechanisms, crystallization kinetics.

1. *Hernandez-Montelongo J., Naveas N., Degoutin S., Tabary N., Chai F., Spampinato V., Ceccone G., Rossi F., Torres-Costa V., Manso-Silvan M., Martel B.* Porous silicon-cyclodextrin based polymer composites for drug delivery applications // Carbohydrate Polymers. – 2014. – Vol. 110. – P. 238 – 252.

2. *Diaz-Bleis D., Vales-Pinzón C., Freile-Pelegrín Y., Alvarado-Gil J.* Thermal characterization of magnetically aligned carbonyl iron/agar composites // Carbohydrate Polymers. – 2014. – Vol. 99. – P. 84 – 90.

3. *Samanvaya S., Jennifer L. Schaefer, Zichao Yang, Zhengyuan Tu and Lynden A. Archer.* Polymer–Particle Composites: Phase Stability and Applications in Electrochemical Energy Storage // Advanced Material. – 2014. – Vol. 26. – P. 201 – 234.

4. *Kingshuk D., Piyush Kumar, Suparna Das and Patit P. Kundu.* Utilization of Conducting Polymers in Fabricating Polymer Electrolyte Membranes for Application in Direct Methanol Fuel Cells // Polymer Reviews. – 2014. – Vol. 54. – P. 1 – 32.

5. *Parvathalu K., Yanial Cabrera, Robert Judith, Georgi Y. Georgiev, Peggy Cebe and Germano S. Iannacchione.* Studies of Electrical and Thermal Conductivities of Sheared Multi-Walled Carbon Nanotube with Isotactic Polypropylene Polymer Composites// Nanomaterials and Nanotechnology. – 2015. – Vol. 5. – P. 1 – 7.

6. *Bershtein V.A.* Differential scanning calorimetry in the physical chemistry of polymers. - L .: Chemistry, 1990. – 256 p. (Rus)

7. *Wunderlich B.* Physics of macromolecules. Vol.2: Nucleation, growth and annealing of crystals. – M .: Mir, 1979. – 574 p. (Rus)

8. *Dolinskyi A.A., Fialko N.M., Dinzhos R.V., Navrodskaya R.A.* Thermophysical properties of polymer micro- and nanocomposites based on polycarbonate // Industrial Heat Engineering. – 2015. – № 2. – P. 12 – 19. (Rus)

Получено 06.04.2015
Received 06.04.2015

УДК 621.039.5

ВЛИЯНИЯ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ЭНТАЛЬПИЮ ПОПЕРЕЧНЫХ ПОТОКОВ МЕЖДУ ЯЧЕЙКАМИ ПУЧКА СТЕРЖНЕЙ

Авраменко А.А., член-корреспондент НАН Украины, **Кондратьева Е.А.**, канд. техн. наук, **Ковецкая М.М.**, канд. техн. наук, **Тыринов А.И.**, канд. техн. наук

Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова 2а, Киев 03680, Украина

Представлено результати чисельного моделювання процесів тепломасообміну при течії двофазного потоку в семистрижневій збірці. Досліджено вплив зміни режимів течії на ентальпію поперечних потоків між комірками пучка стрижнів.

Представлены результаты численного моделирования процессов тепломассобмена при течении двухфазного потока в семистержневой сборке. Исследовано влияние смены режимов течения на энтальпию поперечных потоков между ячейками пучка стержней.

The results of numeral simulations of heat and mass transfer processes for the two-phase flow in the seven-rod assembly are presented. Influence of flow regime changeover on enthalpy of cross-flow between the cells of the rod bundle are investigated.

Библ. 14 , рис. 4.

Ключевые слова: численное моделирование, семистержневая сборка, энтальпия поперечных потоков.

c_d – коэффициент трения;
d – диаметр;
F – межфазное трение;
F_b – выталкивающая сила;
G_k – генерация турбулентной энергии;
g – ускорение свободного падения;
h – энтальпия;
k − кинетическая энергия турбулентности;
M – интенсивность массообмена;
Pr – число Прандтля;
p – давление;
q – плотность теплового потока;
S – тензор скоростей деформации;
s – постоянная, равная 0.97;
t – время;
V – скорость;
x – относительная энтальпия потока;
δ_{nm} – тензор Кронекера второго ранга;
ε − скорость диссипации;
k– орт;
μ – вязкость;
ρ – плотность;
ρw – массовая скорость;
φ – объемная фракция.

Индексы:
н.к – начало кипения;
к – критическая;
ц – центральная;
я – ячейка;
b – относится к пузырьку;
eff – эффективный;
k – фаза;
t – турбулентный;
ε – относится к скорости диссипации.

Введение

Межканальное взаимодействие теплоносителя оказывает значительное влияние на гидродинамику потока, а именно способствует выравниванию полей тепловых и гидравлических параметров в тепловыделяющей сборке активной зоны, что влияет на допустимый предел мощности реактора. Это взаимодействие вызвано как турбулентным перемешиванием, так и поперечными потоками теплоносителя между ячейками тепловыделяющей сборки и обеспечивает обмен массой, энергией и количеством движения между

параллельными подканалами.

В работе [1] было сделано предположение о том, что энтальпия поперечного потока равна средней величине между значениями энтальпии теплоносителя в этих ячейках. Однако эта гипотеза не была подтверждена полученными ими же экспериментальными данными. Опыты по определению энтальпии поперечных потоков проводились в неизокинетических условиях. Результаты экспериментов показали, что величины энтальпии поперечных потоков зависят от режима течения потока и изменяются со сменой этих режимов. В пузырьковом режиме течения при паросодержании потока до 15 % энтальпия поперечных потоков превышает энтальпию потока в ячейке-доноре. Это говорит о том, что при пузырьковом режиме течения в зазорах между стержнями в поперечном направлении движется в основном паровая фаза. При смене режима течения пузырькового на снарядный, энтальпия поперечного потока резко падает. Это можно объяснить тем, что при переходе к снарядному режиму в зазоре между стержнями в поперечном направлении движется уже в основном жидкая фаза.

При дальнейшем увеличении паросодержания потока в дисперсно-кольцевом режиме энтальпия поперечного потока вновь возрастает относительно энтальпии ячейки-донора, т.е. вновь преобладает в поперечном потоке движение паровой фазы.

Похожие результаты получены авторами работы [2], где исследование было проведено для стержневой сборки квадратной формы с квадратным расположением стержней, характерным для реакторов PWR.

Качественно похожие результаты по энтальпии поперечных потоков между каналами были получены в работе [3], хотя при этом исследовалась интенсивность межканального перемешивания пароводяной смеси в двух взаимосвязанных каналов в неизотермическом режиме.

Смена квадратной решетки стержневой сборки на треугольную, как оказывается, кардинально не меняет закономерности течения двухфазного потока. Авторы работы [4] исследовали межканальное взаимодействие воздушно-водяного потока (имитирующего пароводяной поток) в стержневой сборке треугольной геометрии. Основной вывод исследования сводится к обнаружению усиления межканального взаимодействия воздушно-водяного потока в области перехода от снарядного к кольцевому режиму течения.

Еще одно исследование стержневой сборки с квадратной решеткой проведено авторами работы [5]. Здесь исследовалось течение пароводяной смеси в обогреваемом пучке стержней. Авторы так же обнаружили усиление активности межканального обмена двухфазного потока при переходе от снарядного к кольцевому режиму течения.

Слуцкер В.П. и другие [6] экспериментально исследовали перетоки теплоносителя при течении однофазного и двухфазного потоков. Были разработаны зависимости для определения интенсивности межканального обмена в различных режимах течения двухфазного потока. Эти зависимости так же показывают увеличение интенсивности межканального обмена двухфазного потока при переходе от снарядного к кольцевому режиму течения.

Межканальные перетоки присутствуют практически во всех режимах течения пароводяного потока. Уточнение значения энтальпии поперечных потоков в пучках стержней может существенно способствовать усовершенствованию расчетных программ. В данной работе исследовалась область течения воды при давлениях близких к критическому, при этом диапазон исследования начинался от течения однофазной жидкости, различных режимов двухфазного потока и вплоть до кризиса теплоотдачи при кипении. В качестве объекта исследования выбрана шестигранная семистержневая сборка, диаметр стержней 6 мм, шаг между стержнями 8 мм, обогреваемая длина 1 м.

Параметры исследования изменялись в таком диапазоне:

– массовая скорость $\rho w_{\text{п}} = 1500 \ \frac{\text{кг}}{\text{м}^2\text{с}}$;

– давление p = 9 МПа, 14 МПа;

– плотность теплового потока $q = 1{,}5 \ \frac{\text{МВт}}{\text{м}^2}$;

– относительная энтальпия потока в ячейке-доноре $x_{\text{я}}$ = -0,25...+0,30.

Было проведено численное моделирование процесса течения двухфазного потока с целью изучения энтальпии потоков смешения между ячейками пучка. Поперечное сечение пучка представлено на рис. 1.

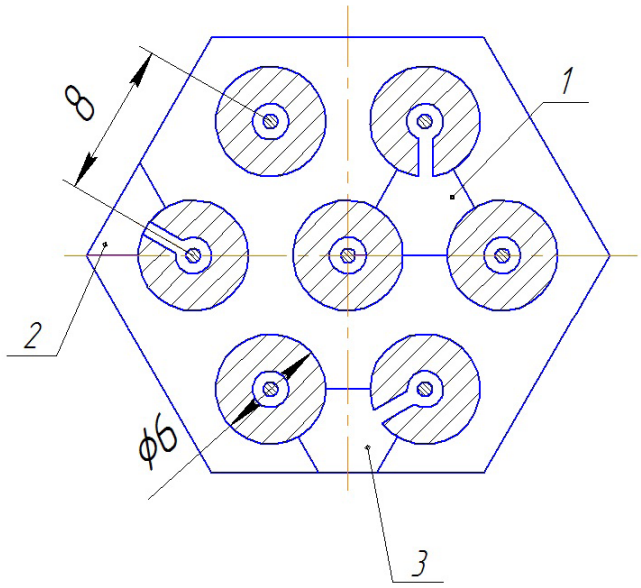


Рис. 1. Поперечное сечение пучка стержней.

Сечение пучка (рис. 1) условно разбивалось на 3 типа ячеек – центральную 1, боковую 2 и угловую 3. Моделирование энтальпии потоков смешения проводилось для центральной ячейки.

Математическая модель. При моделировании двухфазного потока использовалась модель [7], которая была модифицирована на основе полученных в работе экспериментальных данных.

Математическая модель двухфазного потока включает уравнение неразрывности, уравнение движения и уравнение энергии для каждой фазы, уравнения для кинетической энергии турбулентности и скорости диссипации энергии. Для замыкания системы уравнений используются уравнения для турбулентной вязкости и для эффективных турбулентных чисел Прандтля.

Уравнение неразрывности:

$$\frac{\partial \rho_\kappa \varphi_\kappa}{\partial t} + \mathrm{div}(\rho_k \varphi_k V_k) = M_k, \qquad (1)$$

где ρ_k, φ_k, V_k – плотность, объемная фракция и скорость каждой фазы, k = 1,2.

Уравнение движения для каждой фазы:

$$\rho_k \left[\frac{\partial V_k}{\partial t} + \underbrace{s \frac{\partial \nabla (\mu_t / \rho)}{\partial t}}_{\mathrm{I}} + (V_k \cdot \nabla) V_k \right] = -\varphi_k \nabla p + F(V_2 - V_1) + \nabla \left[\mu_k^{eff} \left(\nabla V_k + (\nabla V_k)^T - \frac{2}{3} \nabla \cdot V_k \delta_{nm} \right) \right] + F_b \vec{\mathrm{k}}, \qquad (2)$$

где ∇V_k – тензорный градиент, который преобразует вектор (тензор первого ранга) в тензор второго ранга, $(\nabla V_k)^T$ – сопряженный (транспонированный) тензорный градиент, в последнем слагаемом ∇ перед квадратными скобками – тензорная дивергенция, которая преобразует тензор скоростей деформаций второго ранга в вектор.

$$F_b = \rho_k g, \qquad (3)$$

$$F = 0.75 \frac{c_d \rho_1 \varphi_1 \varphi_2}{d_b} |w_r|. \qquad (4)$$

Коэффициент трения находится по формулам:

$$c_d = \begin{Bmatrix} 6.3 / \mathrm{Re}_b^{n_1} & \mathrm{Re}_b > 100, \mathrm{We} \le 8 \\ 2.67 & \mathrm{Re}_b > 100, \mathrm{We} > 8 \\ \mathrm{We}^{n_2} / 3.0 & \mathrm{Re}_b > 2065.1 / \mathrm{We}^{n_3} \end{Bmatrix}, \qquad (5)$$

где численное значение коэффициентов $n1$, $n2$ и $n3$ будет определено из экспериментальных данных.

Уравнение энергии [8]:

$$\frac{\partial \rho_k \varphi_k h_k}{\partial t} + \underbrace{s \frac{\partial}{\partial t} \nabla \cdot \left(\frac{(\mu_t / \rho_k \varphi_k)}{\sqrt{2} S} \nabla h \right)}_{\mathrm{I}} + \nabla (\rho_k \varphi_k h_k V_k) = \nabla \left(\frac{\mu_k^{eff}}{\mathrm{Pr}_k^{eff}} \varphi_k \nabla h_k \right) + S_h. \qquad (6)$$

Для замыкания уравнений турбулентного течения используется модель турбулентности. В настоящей работе использовалась RNG k-ε – модель турбулентности.

Турбулентная вязкость определяется по формуле:

$$\mu_{kt} = \frac{1}{24\sqrt{15}} \left[\frac{\left(4k + 3\sqrt{6\pi C_K^3 \varepsilon \mu_k / \rho_k} \right)^2}{C_K^{3/2} \varepsilon} - 216 C_K^{3/2} \mu_k / \rho_k \right], \qquad (7)$$

где C_K= 1,605 – ренормгрупповое значение константы Колмогорова.

Уравнение для кинетической энергии турбулентности:

$$\frac{\partial \rho_1 \varphi_1 k}{\partial t} + \underbrace{s\frac{\partial}{\partial t}\nabla\cdot\left(\frac{(\mu_t/\rho_1\varphi_1)}{\sqrt{2}S}\nabla k\right)}_{\text{I}} + \nabla\left(\rho_1\varphi_1 k V_1\right) = \\ = \nabla\left(\frac{\mu_1^{eff}}{\mathrm{Pr}_k}\varphi_1\nabla k\right) + S_k, \quad (8)$$

где I – дополнительное слагаемое, учитывающее нестационарность турбулентных процессов [9, 10].

Уравнение для скорости диссипации:

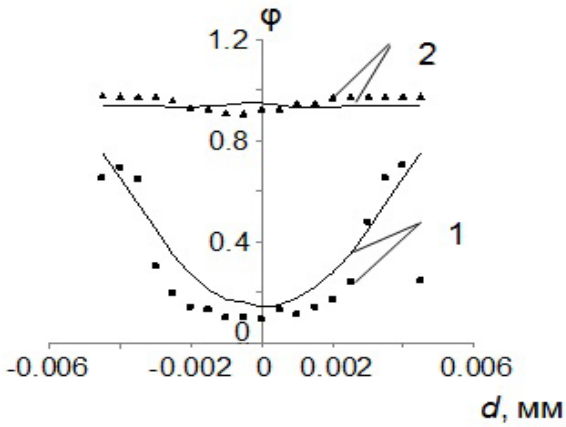
$$\frac{\partial \rho_1 \varphi_1 \varepsilon}{\partial t} + \underbrace{s\frac{\partial}{\partial t}\nabla\cdot\left(\frac{(\mu_t/\rho_1\varphi_1)}{\sqrt{2}S}\nabla \varepsilon\right)}_{\text{I}} + \nabla\left(\rho_1\varphi_1 \varepsilon V_1\right) = \\ = \nabla\left(\frac{\mu_1^{eff}}{\mathrm{Pr}_\varepsilon}\varphi_1\nabla\varepsilon\right) + S_\varepsilon. \quad (9)$$

Генерация турбулентной энергии определяется в виде:

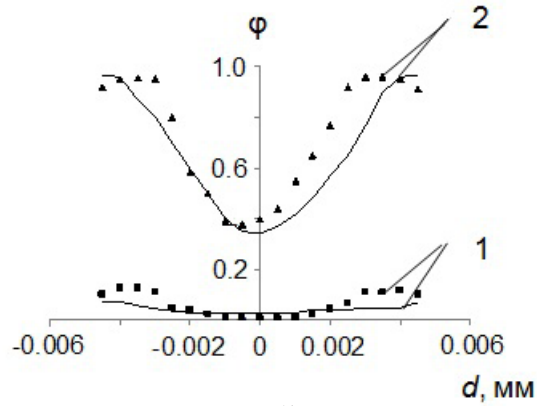
$$G_k = \mu_{t1}\left(\nabla V_1 + (\nabla V_1)^T - \frac{2}{3}\nabla\cdot V_1\delta_{nm}\right)^2. \quad (10)$$

Для того чтобы проверить работоспособность предложенной математической модели были проведены сравнительные расчеты. Для проведения тестовых расчетов были использованы исходные данные работы [11]. Расчет проводился для течения воды в вертикальном канале диаметром 10 мм и длинной 1 м для двух давлений 14 МПа и 18 МПа и с параметрами на входе: массовая скорость 500 кг/(м^2·с), 900 кг/(м^2·с), температура воды 458 K и 465 K. Плотность теплового потока на стенке 0,5 МВт/м^2. Результаты расчетов истинного объемного паросодержания сравнивались с экспериментальными данными, представленными в работе [11] и приведены на рис. 2. Видно, что модель адекватно описывает поведение двухфазного потока при различных давлениях. Как для давления 14 МПа, так и для 18 МПа, на выходе получены поперечные профили истинного объемного паросодержания. Сначала генерируемый пар накапливается и движется у стенок трубы. При возрастании относительной энтальпии увеличивается выброс пара в ядро потока и, вследствие этого, наблюдается равномерный профиль паросодержания на выходе из канала (рис. 2, *а*, режим 2).

При давлении 18 МПа на выходе из канала профиль паросодержания имеет седловидную



а)



б)

Рис. 2. Распределение истинного объемного паросодержания на выходе из трубы:

а) $p = 14$ МПа, $\rho w_n = 500\ \frac{\text{кг}}{\text{м}^2\text{с}}$, $q = 0{,}5\ \frac{\text{МВт}}{\text{м}^2}$, $1 - x = -0{,}019$, $2 - x = 0{,}219$;

б) $p = 18$ МПа, $\rho w_n = 900\ \frac{\text{кг}}{\text{м}^2\text{с}}$, $q = 0{,}5\ \frac{\text{МВт}}{\text{м}^2}$, $1 - x = -0{,}04$, $2 - x = 0{,}146$.

Точки – результаты эксперимента [11], линия – результат моделирования.

форму, что свидетельствует о режиме развитого пузырькового течения (рис. 2, *б*).

Сравнение экспериментальных и расчетных данных показало, что для давления 14 МПа оптимальное значение параметров составляет: n_1= 0,402, n_2=1,4, n_3= 2,72. При давлении 18 МПа значение параметров составляет: n_1= 0,423, n_2= 1,2, n_3= 2,9. Таким образом, используя значения параметров n_1= 0,385, n_2= 1,9, n_3= 2,6, которые получены в работе [12] до 14 МПа были предложены следующие обобщающие зависимости для определения коэффициентов во всем исследованном диапазоне изменения давления от 14 до 18 МПа:

$$n_1 = 0.1447 + 0.02475p - 0.0005417p^2, \quad (11)$$

$$n_2 = 8.4333 - 0.7p + 0.01667p^2, \quad (12)$$

$$n_3 = 1.2 + 0.135p - 0.0028p^2. \quad (13)$$

Результаты расчета. Результаты расчетов при течении теплоносителя в пучке стержней режимов с давлением 9 МПа и 14 МПа с массовой скоростью 1500 кг/(м^2·с), плотностью теплового потока 1,5 МВт/м^2 представлены на рис. 3, 4. Вертикальными линиями показан переход от одного режима течения к другому, а именно начало кипения, переход от пузырькового к снарядному режиму, от снарядного к диспресно-кольцевому и критическое значение паросодержания, после которого наблюдается кризис теплоотдачи.

Что касается полученных результатов исследования, то на характер изменения энтальпии потока смешения большое влияние оказывает режим течения теплоносителя. Границы режимов течения определялись согласно работе [13].

В пределах однофазного потока и пузырькового течения двухфазного потока наблюдается монотонный рост энтальпии поперечного потока из центральной ячейки. В течении практически всего диапазона пузырькового режима наблюдается рост энтальпии поперечных потоков между центральной и боковой ячейками по отношению к энтальпии потоков в этих ячейках и получающаяся разница энтальпий достигает 100...200 кДж/кг. Этот монотонный рост сменяется резким падением энтальпии поперечного потока при переходе к снарядному режиму течения (на 100...120 кДж/кг).

Дальнейший рост энтальпии потока в центральной ячейке вновь сопровождается монотонным ростом энтальпии поперечных потоков вплоть до перехода к дисперсно-кольцевому режиму течения. При этом разница энтальпии по-

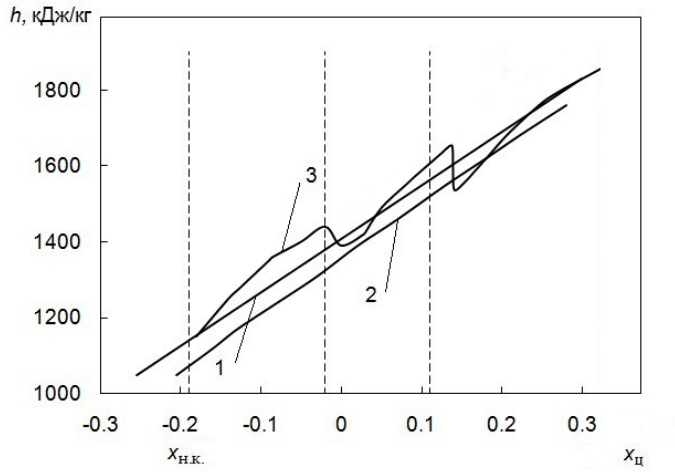


Рис. 3. Изменение энтальпии потока смешения, центральная ячейка-донор,

$\rho w_n = 1500\ \frac{кг}{м^2 с}$, $p = 9$ МПа, $q = 1.5\ \frac{МВт}{м^2}$:

1 – энтальпия потока в центральной ячейке, 2 – энтальпия потока в боковой ячейке, 3 – расчетная энтальпия потока смешения.

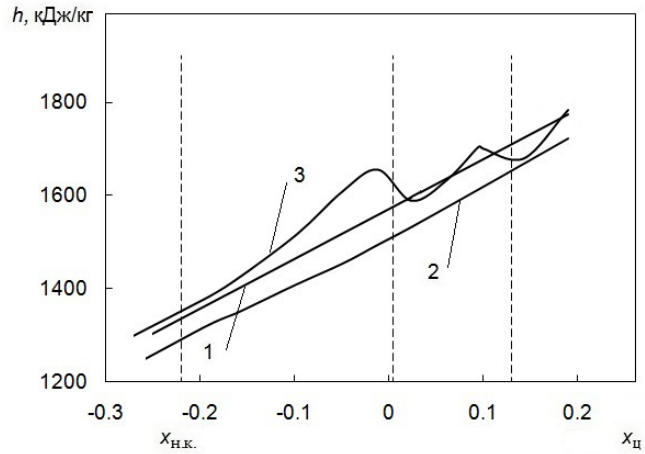


Рис. 4. Изменение энтальпии потока смешения, центральная ячейка-донор,

$\rho w_n = 1500\ \frac{кг}{м^2 с}$, $p = 14$ МПа, $q = 1.5\ \frac{МВт}{м^2}$:

1 – энтальпия потока в центральной ячейке, 2 – энтальпия потока в боковой ячейке, 3 – расчетная энтальпия потока смешения.

перечного потока и энтальпий потоков в смежных ячейках достигает 50...100 кДж/кг. Т.е. в рассматриваемой области наблюдается стремление паровой фазы переместится к центру каналу.

Дальнейшее увеличение энтальпии потока в центральной ячейке характеризуется монотонным ростом энтальпии поперечного потока вплоть до предкризисных режимов теплоотдачи. Полученные данные хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Выводы

1. На основе экспериментальных данных усовершенствована математическая модель расчета двухфазных потоков. Данная математическая модель дает возможность достаточно точно прогнозировать динамику изменения энтальпии поперечных потоков при течении двухфазного теплоносителя в теплонапряженных каналах активной зоны реактора.

2. На значение энтальпии потока смешения значительное влияние оказывает режим течения двухфазного потока. При смене режимов течения наблюдается резкое снижение значений энтальпии потока смешения между центральной и боковой ячейками.

3. В условиях сформировавшегося режима течения – пузырькового, снарядного либо дисперсно-кольцевого, наблюдается дрейф паровой фазы в наиболее высокоскоростную центральную область пучка. При этом превышение энтальпии потока смешения над величиной энтальпии в наиболее горячей центральной ячейке пучка достигает 100...200 кДж/кг.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Ricque R.* Determination des distributions de debit massique et d'enthalpie entre les sous–canaux d'une grappe chaffante // Colloque franco–soviétique sur la thermohydraulique des reacteurs a EAU. – 1978. – P. 1–25.

2. *Lahey R.T.* Out of pile subchannel measurements in a nine rod bundle for water at 1000 psia // Progress in Heat and Mass Transfer. – 1972. – vol.6. – P. 172–177.

3. *Rowe D.S.* Experimental study of mixing between rod–bundle fuel element flow channels during boiling // Trans. Of ANS. – 1967. – №2. – v.10. – P. 655–656.

4. *Rudzinski K.F.* Turbulent mixing for air water flows in simulated rod bundle geometries // The Canadian Journal of Chemical Engineering. – 1972. – №2. – v.50. – P. 297–299.

5. *Kuldip S.* Two phase mixing for annular flow in simulated rod bundle geometries // Nuclear Science and Engineering. – 1973. – №4. – v.50. – P. 382–387.

6. *Слуцкер В.П.* Экспериментальное исследование перемешивания при течении однофазного и двухфазного теплоносителя // Семинар ТФ–78 «Теплофизические исследования для обепечения надежности и безопасности ядерных реакторов водо–водяного типа». – Буда-пешт, 1978. – том 2. – С.823–836.

7. *Скицко А.И.* Моделирование двухфазного потока // Энергетика: экономика, технологии, екология. – 2008. – №1. – С. 17–21.

8. *Dolinsky A.A., Kovetskaya M. M., Skitsko A. I., Avramenko A. A., Basok B. I.* Nonstationary heat transfer crisis in annular dispersed flows // Journal of Engineering Thermophysics. – 2008. – vol.17. – №2. – P. 126–129

9. *Авраменко А.А.* Ренормгрупповой анализ нестационарной турбулентности // Доклады НАН Украины. – 2007. – №12. – С. 88–93

10. *Авраменко А.А.* Апробация ренормгрупповой модели нестационарной турбулентности // Доклады НАН Украины. – 2011. – №5. – С. 88–93

11. *Кириллов П.Л., Ложкин В.В., Смирнов Ю.А., Судницын О.А.* Измерение локальных значений истинного объемного паросодержания в обогреваемой трубе методом акустического зондирования // Теплоэнергетика. − 1984. − №11. − С.25–27

12. *Скіцько О.І.* Теплообмін та гідродинаміка потоків у вертикальних каналах з фазовим переходом в умовах впливу збурюючих факторів: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.14.06 «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика» / О.І. Скі-цько. – Київ, 2011. – 20 с.

13. Исследование вопросов гидродинамики и теплофизики реакторов и контуров АЭС включая переходные и аварийные режимы. Метод расчета поперечного перемешивания при течении одно– и двухфазных потоков в стержневых тепловыделяющих сборках / Отчет 27.610 От. Инв. №270–027–744, предприятие п/я А–7291. – М., 1980. – 57 с.

14. *Хвюитт Дж., Холл–Тейлор Н.* Кольцевые двухфазные течения / М. : Энергия, 1974. – 407 с.

EFFECT OF REGIME PARAMETERS ON E NTHALPY OF CROSS-FLOW BETWEEN THE CELLS OF THE ROD BUNDLE

A. Avramenko, E. Kondratieva, M. Kovetskaya, A. Tyrinov

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 03057, Kiev, vul. Zhelyabova 2a, Ukraine.

This paper analyzes the processes of heat transfer for the two-phase flow in the seven-rod assembly. Computer simulations were performed for the enthalpy of cross-flow between the cells of the rod bundle under subcritical pressure. Numerical study of the processes was based on the k-ε RNG turbulence model. Results for the mixing flow enthalpy in central rod were analyzed. Regime parameters are ranged from a single-phase flow up to the subcritical heat transfer in two-phase flows. Influence of flow regime changeover on enthalpy variation was imnvestigated.

References 14, fig.4.

Key words: numerical modeling, seven-rod assembly, enthalpy of cross-flow.

1. *Ricque R.* Determination des distributions de debit massique et d'enthalpie entre les sous–canaux d'une grappe chaffante // Colloque franco–soviétique sur la thermohydraulique des reacteurs a EAU. – 1978. – P.1–25.

2. *Lahey R.T.* Out of pile subchannel measurements in a nine rod bundle for water at 1000 psia // Progress in Heat and Mass Transfer. – 1972. – vol.6. – P.172–177.

3. *Rowe D.S.* Experimental study of mixing between rod–bundle fuel element flow channels during boiling // Trans. Of ANS. – 1967. – №2. – v.10. – p.655–656.

4. *Rudzinski K.F.* Turbulent mixing for air water flows in simulated rod bundle geometries // The Canadian Journal of Chemical Engineering. – 1972. – №2. – v.50. – P.297–299.

5. *Kuldip S.* Two phase mixing for annular flow in simulated rod bundle geometries // Nuclear Science and Engineering. – 1973. – №4. – v.50. – P.382–387.

6. *Slutsker V.P.* Experimental research of interfusion at the flow of monophase and diphasic coolant-moderator // Seminar TF–78 «Teplofizicheskie issledovaniya dlya obepecheniya nadezhnosti i bezopasnosti yadernyih reaktorov vodo–vodyanogo tipa». – Budapesht, 1978. – vol 2. – P.823–836. (Rus.)

7. *Skitsko A.I.* The modeling of two-phase flow // Energetika: ekonomika, tehnologii, ekologiya. – 2008. – №1. – P. 17–21. (Rus.)

8. *Dolinsky A.A., Kovetskaya M. M., Skitsko A. I., Avramenko A. A., Basok B. I.* Nonstationary heat transfer crisis in annular dispersed flows // Journal of Engineering Thermophysics. – 2008. – vol.17. – №2. – P. 126–129

9. *Avramenko A.A.* Renormalization group analysis of non-stacionary turbulence // Reports of NAS Ukraine. – 2007. – №12. – P. 88–93. (Rus.)

10. *Avramenko A.A.* Testing of the renormalization group model non-stacionary turbulence // Reports of NAS Ukraine. – 2011. – №5. – P. 88–93. (Rus.)

11. *Kirillov P.L., Lozhkin V.V., Smirnov Y.A., Sudnitsyn O.A.* Measuring of local values of veritable by volume of contents of steam in the heated pipe the method of the acoustic sounding. // Teploenergetika. − 1984. − №11. − P. 25–27. (Rus.)

12. *Skitsko A.I.* Heat transfer and hydrodynamics of flows in vertical channels with a phase transition under the influence of disturbing factors. – Manuscript. Thesis for the degree of candidate of technical sciences, specialty 05.14.06 – Engineering thermophysics and industrial heat power Engineering / Skitsko A.I. – Kiev, 2011. – 20 p. (Rus.)

13. Including research of questions of hydrodynamics and teplofphysic reactors and contours of AES transient and emergency behaviors. Method of calculation of transversal interfusion at the flow of monophase and diphasic streams in the cored assembling / Otchet 27.610 Ot. Inv. #270–027–744, predpriyatie p/ya A–7291. – M., 1980. – 57 p. (Rus.)

14. *Hvyuitt Dzh., Holl–Teylor N.* Circular diphasic flows / M. : Energiya, 1974. – 407 p. (Rus.)

Получено 31.03.2015
Received 15.03.2015

УДК. 663.14. 033, 663.143.2

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА МАССООБМЕНА ПРИ КУЛЬТИВИРОВАНИИ МИКРООРГАНИЗМОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ МЕТОДА ДИСКРЕТНО-ИМПУЛЬСНОГО ВВОДА ЭНЕРГИИ (ДИВЭ)

Ободович А.Н.[1], докт. техн. наук, **Мудрак Т.Е.** [2], канд. техн. наук, **Костик С.И.**[1], канд. техн. наук, **Сидоренко В.В.**[1]

[1]*Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев, 03680, Украина*

[2]*Национальный университет пищевых технологий МОН Украины, ул. Владимирская, 68, Киев-33, 01601, Украина*

У статті висвітлено шляхи інтенсифікації процесу культивування мікроорганізмів, а також запропоновано відповідне тепломасообмінне обладнання. Представлена методика визначення коефіцієнта масообміну на прикладі культивування хлібопекарських дріжджів.

В статье освещены пути интенсификации процесса культивирования микроорганизмов, а также предложено соответствующее тепломассообменное оборудование. Представлена методика определения коэффициента массообмена на примере культивирования хлебопекарских дрожжей.

The article highlights the ways of intensifying the process of cultivation of microorganisms, as well as to propose appropriate heat and mass transfer equipment. The technique of determining the mass-transfer coefficient on the example of the culture bakery yeast.

Библ. 5, рис. 1.

Ключевые слова: аэрация, коэффициент массообмена, роторно- пульсационный аппарат, дрожжи.

Скорость биохимических процессов, протекающих в диффузионной области, определяется интенсивностью тепло- и массообмена. Введение внешней энергии в среду интенсифицирует указанные процессы.

При вводе энергии с помощью механического перемешивания среды путем использования центробежных сил, механических вибраций, ультразвукового воздействия и т. п., зоны максимальной энергии по объему аппарата распределяются неравномерно. Интенсивное турбулентное обтекание дисперсной фазы, ее дробление и высокий уровень процессов тепломассообмена обеспечивается не во всем объеме аппарата, а лишь в локальной зоне ввода энергии. В остальной части рабочего объема аппарата скорость обтекания дисперсных частиц невелика и поэтому процессы тепломассообмена недостаточно интенсивны.

Значительная часть энергии расходуется на перемешивание с целью ввода дисперсных частиц и жидкости в локальную зону подвода энергии, что снижает КПД аппарата. Поэтому традиционные методы локального ввода энергии связаны с большими энергозатратами и необходимостью длительного проведения процесса, поскольку относительный объем локальной зоны, как правило, очень мал. Именно это препятствует зачастую возможности непрерывного ведения процесса, определяет высокую металлоемкость аппаратов, их низкую экономическую эффективность.

В Институте технической теплофизики НАНУ, в течение ряда лет разрабатывается принципиально новое направление – интенсификация тепломассообменных процессов в гетерогенных системах методом дискретно-импульсного ввода энергии (ДИВЭ) [1]. Суть метода заключается в том, что энергия, вводимая в аппарат для интенсификации тепломассообмеиных процессов, распределяется дискретно во времени и по объему дисперсной системы в рабочей зоне аппарата. При этом к поверхности раздела фаз между каждой дисперсной частицей и окружающей средой подводится необходимое количество энергии.

В данной работе метод ДИВЭ применяли для интенсификации растворения и массопереноса кислорода и питательных веществ из культуральной среды в клетку микроорганизма.

Исследование массообмена и аэрации среды с применением метода ДИВЭ проводили на примере культивирования дрожжей расы *Saharomices cerevisae*, используемых для сбраживания углеводов.

С целью интесификации процесса культивирования микроорганизмов был создан тепломассообменный аппарат (ферментационная установка с дискретно-импульсным вводом энергии), основным рабочим органом которого является роторно-пульсационный аппарат (РПА), в котором реализуется метод ДИВЭ (рис. 1).

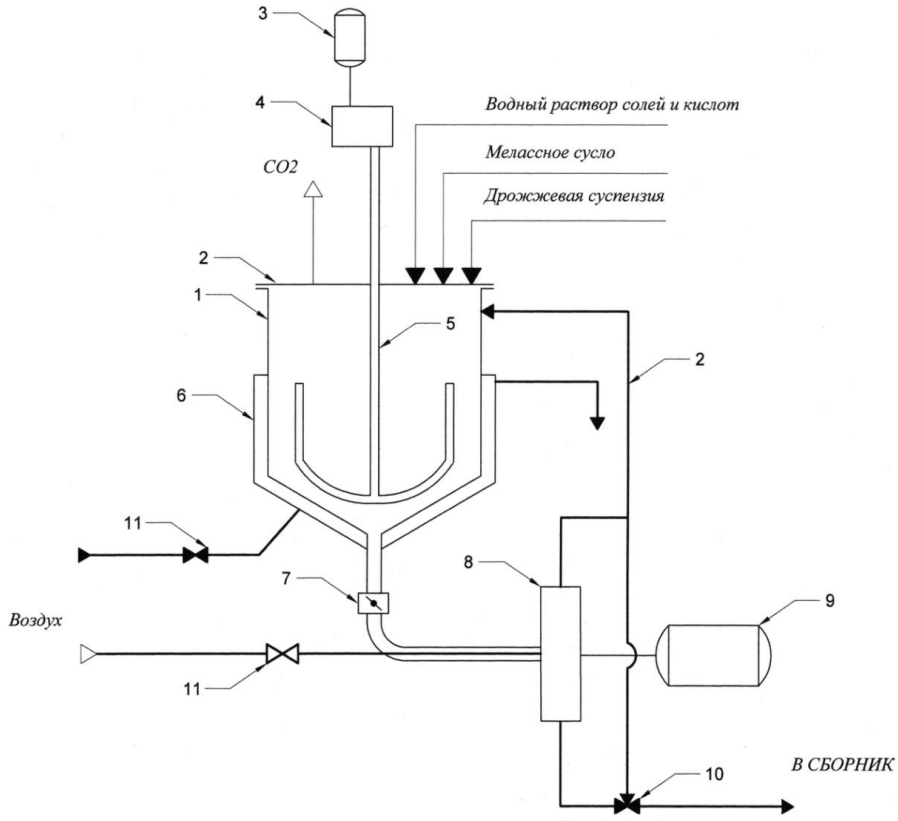


Рис. 1. Аппаратурно-технологическая схема тепломассообменной установки для культивирования микроорганизмов (на примере культивирования хлебопекарских дрожжей). 1 – бункер; 2 – крышка бункера; 3 – двигатель мешалки; 4 – редуктор; 5 – мешалка; 6 – рубашка; 7 – заслонка; 8 – роторно-пульсационный аппарат; 9 – двигатель; 10 – трёхходовой кран; 11 – двухходовой кран; 12 – трубопровод рециркуляции.

Установка работает следующим образом. В приемный бункер 1 подается мелассное сусло, водный раствор солей и кислот и засевные дрожжи. Включают мешалку 5 и проводят предварительное перемешивание ингридиентов. Затем включают роторно-пульсационный аппарат 8, открывают заслонку 7 и 3-х ходовой кран 10, который находится в положении, при котором культуральная среда циркулирует по контуру приёмный бункер – роторно-пульсационный аппарат – приёмный бункер.

Во время рециркуляции смеси открывают 2-хходовой кран, через который поступает воздух из атмосферы, за счёт разряжения, создаваемого в приёмном патрубке роторно-пульсационного аппарата. Таким образом смесь культуральной среды и дрожжей насыщается воздухом, который нахо-

дится в газообразном состоянии. Полученная смесь направляется в рабочую камеру роторно-пульсационного аппарата, где подвергается обработке методом дискретно-импульсного ввода энергии.

При попадании в полость рабочих органов РПА происходит диспергирование смеси пузырьков воздуха в питательной среде. Вышедшие из рабочей области пузырьки воздуха имеют наноразмеры, что значительно увеличивает поверхность контакта фаз. Кроме того, смесь воздуха и питательной среды, проходя через РПА, подвергается воздействию высокочастотных пульсаций давления, сильной турбулизации, разрыву сплошности потока, сдвиговых напряжений и т.д.

Роторно – пульсационный аппарат состоит из корпуса с входным и выходным патрубками, системы трубопроводов для рециркуляции или вывода готовой продукции, горизонтального роторного узла, состоящего из двух роторов и одного статора, размещающихся в одном неподвижном стакане. На цилиндрических поверхностях статора и роторов выполнены 64 сквозные продольные прорези. Радиальный зазор между рабочими органами ротор – статор – ротор составляет 150...300 мкм. Во время вращения ротора с частотой 1000...5000 мин$^{-1}$ по очереди происходит совмещение пазов статора и роторов, что является причиной возникновения значительных перепадов давления, высокоградиентных течений в зазорах, а также высоких градиентов сдвиговых напряжений. Локальные скорости сдвига потока могут изменяться от $100 \cdot 10^2$ до $100 \cdot 10^3$ с$^{-1}$, частоты импульсов от 0,1 до 10 кГц.

Благодаря явлениям, происходящих в роторно-пульсационном аппарате увеличивается коэффициент массоперерноса, повышается площадь контакта фаз, что способствует увеличению скорости растворения кислорода и быстрой доставки его, а также питательных веществ в дрожжевую клетку. В конечном итоге, это приводит к повышению удельной скорости роста дрожжей (μ) на 35…45 %.

При культивировании микроорганизмов в ферментаторе с дискретно-импульсным вводом энергии процесс может проходить в режиме непрерывной рециркуляции за определенное количество циклов, с остановками или в прямотоке за один проход.

Основные процессы абсорбции и массопереноса проходят в зазорах и щелях цилиндров роторно-пульсационного аппарата.

Определить дисперсность пузырьков воздуха, площадь контакта фаз и другие показатели, влияющие на коэффициент массопереноса невозможно. Поэтому нами предложено определять скорость растворения кислорода в питательной среде, применяя уравнение массообмена [2].

$$K_D = \frac{dc}{dt} = \beta F\,(Co - C), \qquad (1)$$

где K_D – скорость абсорбции кислорода, кг O_2/м^3·ч; Co – концентрация кислорода в жидкости при полном насыщении ее, которое может быть достигнуто при данной температуре и парциальном давлении кислорода в продуваемом воздухе, кг O_2/м^3; C – фактическая концентрация кислорода в культуральной жидкости O_2/м^3; β – константа диффузии кислорода для данной среды и температуры, м/ч; F – удельная поверхность раздела между жидкой и газовой фазами, м^2/м^3.

Произведение βF характеризует эффективность аэрирующего устройства и обозначается символом K_{La}. Поэтому выражение (1) может быть написано так

$$K_D = \frac{dc}{dt} = Kla\,(Co - C)\,. \qquad (2)$$

Величина K_{La} зависит от качества питательной среды, типа аэрационного устройства и гидродинамического режима работы аппарата, в котором происходит абсорбция кислорода.

Сравнивать эффективность различных аэраторов и аппаратов можно лишь по значению K_{La} для каждого из них отдельно, а не скорости абсорбции, так как последняя тем больше, чем ближе к нулю фактическое содержание кислорода в среде (С~0) тем меньше, чем ближе к насыщению содержание в ней кислорода (Co). Следовательно, скорость растворения кислорода, т. е. увеличение его концентрации в единицу времени, уменьшается с увеличением количества кислорода, растворенного в среде.

Насыщение среды кислородом зависит от всех условий, влияющих на поверхность контакта между жидкой и газовой фазами, а также от температуры. В случае аэрации через трубчатые аэраторы K_{La} зависит от скорости прохождения

воздуха через отверстия, от уровня заполнения аппарата. Если применяются вращающиеся аэраторы, K_{La} зависит, соответственно, от числа оборотов мешалки и глубины ее погружения. В эрлифтных аэраторах K_{La} зависит от размеров направляющего цилиндра (диффузора), интенсивности циркуляции жидкости и других факторов.

При использовании ферментационной установки с дискретно-импульсным вводом энергии K_{La} будет зависеть от угловой скорости вращения ротора, частоты пульсаций, величины давления, скорости потока в радиальном направлении, величине зазора между статором и ротором, скорости и напряжения сдвига потока и т.д.

Значение K_{La} можно определить: 1) сульфитным методом; 2) аэрацией обезкислороженной воды или бражки, что достигается добавлением сернистого раствора, содержащего ионы S++, или путем пропускания через жидкость инертного газа; 3) аэрацией среды в присутствии известного количества дрожжей с заранее установленным коэффициентом скорости использования ими кислорода (*Kr*) [3]. Кислород в этом случае определяют полярографическим методом. Самым достоверным является третий метод, учитывающий все факторы, влияющие на величину K_{La}, пригодный для лабораторных и заводских исследований. При определении величины *Kr* закрывают на время доступ воздуха в среду и фиксируют убыль кислорода, быстро ассимилируемого дрожжами, в зависимости от времени. Когда в среде достаточно дрожжей, величина *C* за несколько секунд падает до нуля.

Устанавливая K_{La}, следует сохранять постоянную температуру и степень заполнения аппарата, т. е. высоту слоя жидкости, а также избегать добавления пеногасителя, снижающего величину K_{La}.

Растворенный в жидкости кислород потребляется дрожжевыми клетками со скоростью

$$\frac{dc}{dt} = Kr = \mu \cdot x \cdot q\,, \qquad (3)$$

где *Kr* – скорость усвоения кислорода дрожжами, г O_2/л·ч; *q* – потребность в кислороде для синтеза АСД, г O_2 /г; μ – удельная скорость роста дрожжей г/г·ч, или $\frac{1}{ч}$; *x* – концентрация дрожжей в среде, г/л.

При непрерывно-проточном культивировании, когда популяция клеток находится в состоянии подвижного равновесия, скорости растворения кислорода и потребления его

$$K_D = Kr = \mu \cdot x \cdot q = K_{La}\,(C_0 - C). \qquad (4)$$

Заменив в уравнении (4) *q* обратной величиной, т. е. количеством дрожжей (y_{o2}) в г, выросших при использовании 1г кислорода, и подставив вместо μ равное ему значение *D* получим равенство

$$K_D = \frac{D \cdot x}{y02}\,. \qquad (5)$$

Таким образом для расчета величины K_D требуется экспериментально определить величину (y_{o2}) в г (или *q*), скорость разбавления (*D*) и соответствующую ей концентрацию дрожжей в среде.

Пример: D = 0,12; концентрация дрожжей x = 10 г/л; q =1,5г O_2/г. При этих условиях величина (y_{o2}) составит

$$y_{o2} - 1{:}\ 1{,}5 = 0{,}67, \text{ откуда}$$
$$K_D = 0{,}12 \cdot 10/0{,}67 = 1{,}8 \text{ г/л·ч}.$$

Зная скорость усвоения кислорода дрожжами, можно из уравнений (3) и (4) рассчитать также K_{La} из равенства

$$KLa = \frac{Kr}{Co - C} = \frac{\mu \cdot x \cdot q}{Co - C}. \qquad (6)$$

Разность *Co* – *C*, характеризующая скорость растворения и потребления кислорода, зависит от концентрации дрожжей, скорости их размножения и потребности в кислороде для синтеза 1 г биомассы. С увеличением x содержание кислорода в среде падает до нуля (C = 0), а скорость растворения кислорода достигает максимума $K_D = K_{La} \cdot Co$, но при этом удельная скорость роста дрожжей принимается соответственно уравнению

$$.\mu = \mu\max \cdot \frac{C}{Ks + C}\,, \qquad (7)$$

где K_s – константа Михаэлиса-Мэнтена, показывающая концентрацию растворенного кислорода, при котором μ уменьшается и достигает только половины константы роста ($\mu = \mu_{max} : 2$).

Величина K_s очень мала и, по данным разных авторов, равна 0,05…0,10 мг/л. В отношении величины *C* также нет единого мнения. В конкретных условиях требуется та или иная остаточная концентрация растворенного кислорода. Доста-

точное количество воздуха, подаваемое в среду, характеризуется постоянством величины C.

Для дрожжей *Saharomices cerevisae*, выращиваемых на мелассной среде, растворенного кислорода должно быть не менее 0,23 мг/л, т.е. около 3 % от полного насыщения им воды при 30 °С (7,63 мг/л). Остаточная концентрация менее 0,23 мг/л не обеспечивает нормальный выход дрожжей. Если C выше «критической» концентрации растворенного кислорода в среде (около 0,5 мг/л), размножение дрожжей зависит только от их активности и свойств среды [4].

Поскольку скорость использования дрожжами кислорода не зависит от количества растворенного кислорода при концентрации его в среде более 0,5 мг/л, достаточно поддерживать эту величину постоянной. Увеличение ее не ускоряет растворения кислорода, а следовательно и образования биомассы. Произведение $K_{La}\cdot(Co - C)$ или K_{La} (7,63...0,5) соответствует максимальному количеству кислорода, которое требуется подать в аппарат в течение часа. Разделив эту величину на K_r, узнаем критическую концентрацию дрожжей в кг/м^3 среды, которая может образоваться в аппарате при полном обеспечении клеток кислородом, с тем, что остаточное количество его в среде будет поддерживаться на уровне 0,5 мг/л.

В зависимости от скорости разбавления и свойств среды количество растворенного кислорода, определенное полярографом, в аппаратах разной конструкции составило (в мг/л): Фрикса 0,5; Шоллер – Зейдель – Рихе 1,2; Фогельбуша 1,5, с ДИВЭ 2,7.

Как было показано выше, скорость размножения дрожжей зависит не от концентрации растворенного в жидкости кислорода, а от скорости его растворения, достигающей наибольшей величины, когда $K_D = K_{La}\cdot Co$.

Но увеличение концентрации дрожжей целесообразно только до определенного предела ($x_{кр}$), пока K_D не достигнет указанного предельного значения и пока будет справедливо равенство

$$x_{кр} = K_D/(\mu \cdot q) \;;\quad K_D = x_{кр}\cdot \mu \cdot q. \qquad (8)$$

При увеличении концентрации дрожжей до критической коэффициент абсорбции кислорода K_D также возрастет до предельной величины. Если $x_{кр}$ в силу флотации клеток в аппарате увеличивается, K_D остается неизменным, но удельная скорость роста μ падает, производительность аппарата снижается, а расход кислорода на синтез единицы биомассы соответственно увеличивается.

Между скоростью растворения кислорода и количеством затрачиваемой на аэрацию и перемешивание энергии существует прямая зависимость, причем величина K_D не зависит от конструкции перемешивающего устройства, а только от количества энергии, передаваемой жидкости [5].

Проведенные исследования и предложенная методика определения скорости растворения кислорода и коэффициента массообмена при культивировании дрожжей расы *Saharomices cerevisae* с использованием метода ДИВЭ позволяет сделать следующие выводы.

- Дискретно-импульсный ввод энергии интенсифицирует процесс массообмена и растворения кислорода в питательной среде, что увеличивает скорость роста дрожжей на 35…45 %.
- Скорость роста дрожжей зависит не от концентрации растворённого в питательной среде кислорода, а от скорости его растворения.
- Величина K_{La} зависит от качества питательной среды, типа массообменного оборудования и гидродинамического режима его работы. Сравнивать эффективность различных массообменных аппаратов можно лишь по значению K_{La} для каждого из них отдельно, а не по скорости абсорбции, так как последняя тем больше, чем ближе к нулю фактическое содержание кислорода в среде ($C \sim 0$) и тем меньше, чем ближе к насыщению содержание в ней кислорода (Co).

ЛИТЕРАТУРА

1. *Долинский А.А.* Тепломассообмен и гидродинамика в парожидкостных дисперсных средах. Теплофизические основы дискретно – импульсного ввода энергии. / А.А. Долинский, Г.К. Иваницкий. – К.: Наукова думка, 2008. – 381 с.

2. *Мальцев П.М.* Технология бродильных производств/ П.М. Мальцев – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Пищевая промышленность, 1980. – 569 с.

3. *Коновалов С.А.* Биохимия дрожжей./ С.А.

Коновалов. – М.: Пищепромиздат, 1962. – 272 стр.

4. *Карелин Я.А.* Очистка производственных сточных вод в аэротенках/ Я.А. Карелин, Д.Д. Жуков, В.Н. Журов, Б.Н. Репин – М.: Стройиздат , 1973 – 223 с.

5. *Соколенко А.И.* Дрожжерастильные аппараты и массообмен при аэрации (обзор) / А.И. Соколенко, М.П. Гандзюк, А.Ц. Мардер – М.: ЦНИИТЭИ Пищепром, 1971 – 22 с.

EXPERIMENTAL DETERMINATION OF THE MASS TRANSFER COEFFICIENT BY CULTURING MICROORGANISMS USING METHOD OF DISCRETE-PULSED ENERGY INPUT

Obodovich A.N.[1], **Mudrak T. O.**[2], **Kostik S.I.**[1], **Sidorenko V.V.**[1]

[1]Institute of Engineering Thermophysics, National Academy of Sciences of Ukraine, Zhelyabova str., 2a, Kiev, 03680, Ukraine

[2]National University of Food Technologies, Volodymyrskaya str., 68, Kiev, 01601, Ukraine

The paper presents the ways of intensifying the process of cultivation of microorganisms by discrete - pulse energy input into the culture medium in order to strengthen its aeration. Installation presented on the basis of the rotary-pulsation apparatus, allowing to implement this method, described the principle of its operation and optimum operating parameters. On the example of bakery yeast culturing the technique of determining the mass-transfer coefficient is presented.

References 5, fig. 4.

Key words: aeration, the mass transfer coefficient, rotary-pulsation apparatus, yeast.

1. *Dolinskij A.A.* Heat and mass transfer and hydrodynamics in the vapor-liquid dispersed media. Thermophysical using discrete - input pulse energy/ A.A. Dolinskij, G.K. Ivanickij – K.: Naukova dumka, 2008 – 381p.

2. *Maltsev P.M.* Fermentation Technology 2-d edition / P.M. Maltsev. – M.: Pishevaya promyshlennost, 1980 – 560 p.

3. *Konovalov S.A.* Biochemistry of yeast /S.A. Konovalov. – M.: Pishepromizdat, 1962. – 272 p.

4. *Karelin Ya.A.* Process Wastewater Treatment in the aeration tanks /Ya.A. Karelin, D.D. Zhukov, V.N. Zhurov, B.N. Repin – M.: Strojizdat, 1973 – 223p.

5. *Sokolenko A.I.* Yeast germinators apparatus and mass transfer with aeration (review) / A.I. Sokolenko, M.P. Gandzyuk, A.C. Marder – M.: CNIITEI Pisheprom, 1971 – p.22.

Получено 06.04.2015
Received 06.04.2015

УДК 621.365.3+ 621.3.036.61+ 519.876.5

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ РАБОТЫ БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОДОВЫХ ЭЛЕКТРОДОВ ДУГОВЫХ СТАЛЕПЛАВИЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Мужиченко А.Ф., Полещук М.А., канд. техн. наук**, Шевцов А.В.**

Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, ул. Боженко 11, г. Киев, 03150, Украина

Створено комп'ютерну модель температурних полів, котрі виникають у водоохлоджуваних біметалевих подових електродах при роботі дугових сталеплавильних печей постійного струму. Модель розкриває різні конструкції подових електродів, способи з'єднання їх мідної та сталевої частин і дозволяє вибрати оптимальну конструкцію подового електроду для конкретних умов виплавлення металу.

Создана компьютерная модель температурных полей возникающих в водоохлаждаемых биметаллических подовых электродах при работе дуговых сталеплавильных печей постоянного тока. Модель рассматривает различные конструкции подовых электродов, способы соединения их медной и стальной части и позволяет выбрать оптимальную конструкцию подового электрода для конкретных условий выплавки металла.

The computer model of temperature fields that emerge in water-cooled bimetallic hearth-level electrodes during the operation of arc steel-making furnaces of direct current was created. The model considers different structures of bimetallic hearth-level electrodes, the methods to connect their cooper and steel parts, and allows to choose optimum structure of hearth-level electrode for the specific conditions of metal smelting.

Библ. 14, рис. 5.

Ключевые слова: дуговые сталеплавильные печи, постоянный ток, биметаллические подовые электроды, математическое моделирование, температурные поля, оптимальная конструкция.

F1 = F1 (*x, y, z, t*) – плотность тепловых источников от горячего торца (Дж/мм^3);

ρ – плотность металла в различных частях кг/мм^3;

λ – коэффициент теплопроводности; Вт/(мм·^{0}С);

x, y, z – координаты мм;

σ – удельные электропроводности стали и меди, а также их зоны соединения, Ом$^{-1}$мм$^{-1}$;

q – объёмная плотность источников теплоты (Дж/мм^3);

F2 = F2 (*x, y, z, t*) – плотность джоулевых источников; (Дж/мм^3);

c_v – удельная теплоёмкость Дж/(кг·^{0}С);

t – время, сек;

T = T (*x, y, z, t)* – температура, ^{0}С;

φ – потенциал электрического поля, В.

Сокращения:

ДСП – дуговых сталеплавильная печь;

ДСП ПТ – дуговых сталеплавильная печь постоянного тока.

Мировое производство стали уже превысило 1,6 миллиарда тонн. Порядка одной трети этого количества выплавляют в печах, работающих как на переменном ДСП, так и на постоянном токе ДСП ПТ. Сейчас в мире имеется около 1000 ДСП и 200 ДСП ПТ [1].

В настоящее время ДСП ПТ находят все более широкое применение в промышленности. Так около 70 % вновь внедряемых в производство агрегатов составляют печи постоянного тока [2]. Это связанно с тем, что ДСП ПТ по сравнению с ДСП имеют более низкие расходы электроэнергии, огнеупоров и графитированых электродов. Кроме того, работа ДСП ПТ характеризуется пониженным уровнем шума и меньшими выбросами пыли и газов, что улучшает условия труда [3].

Обычно ДСП ПТ (рис. 1) включает: стальной корпус (1), свод (2), футеровку (3). В центре свода располагается графитированный электрод-катод (4). В днище корпуса расположен анод (5) (один или несколько). Катод и анод соединены с источником питания постоянного тока (6). Тепло-

та в плавильном пространстве ДСП ПТ выделяется при горении электрической дуги (7) между торцом катода и расплавляемым металлом (8).

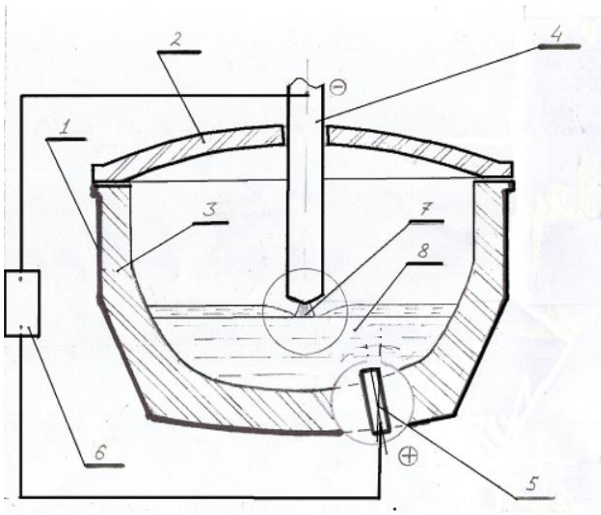


Рис. 1. Схема ДСП ПТ. Наименования позиций 1-8 приведены в тексте.

Подовый электрод-анод, служит для подвода электрического тока через подину (огнеупорную футеровку) к расплавляемому металлу и работает в очень жестких условиях больших токовых и тепловых нагрузок. К этим нагрузкам иногда добавляется агрессивное воздействие металлического расплава, например, при выплавке ферросплавов.

Подовый электрод должен обладать высокой эксплуатационной надежностью; хорошей электро- и теплопроводностью, чтобы обеспечить требуемые технологические параметры выплавки металла, минимальное количество ремонтов печи, ее высокую производительность и малые электрические потери.

В настоящее время в ДСП ПТ наиболее часто применяются подовые электроды стержневого типа. Они изготавливаются водоохлаждаемыми биметаллическими (сталь-медь) [4]. Стальной торец этих электродов контактирует с металлическим расплавом в плавильном пространстве. Медная часть электродов, охлаждаемая водой, находится ниже подины.

В ДСП ПТ используют различные конструкции биметаллических подовых электродов стержневого типа. Они отличаются размерами, формой наружной поверхности, токоподводом, системой водяного охлаждения, а также способом соединения медных и стальных частей. При работе ДСП ПТ тепловое состояние подового электрода может определяться конструкцией его стальной части. Возможны два принципиально различных варианта ее исполнения. В первом - стальная часть выполняется сплошного сечения, а во втором, она имеет форму стакана с толстым дном, одетого на медный стержень (рис. 2). При хорошем электрическом и тепловом контактах меди со сталью медный стержень внутри стального может существенным образом увеличить теплоотвод от торца электрода, обращенного в плавильное пространство, и тем самым снизить его рабочую температуру.

В электродах первого исполнения соединение медной и стальной частей осуществляется, как правило, различными видами сварки или пайки. В электродах второго исполнения медный стержень может быть соединен со сталью не только сваркой или пайкой, но и различными механическими способами, например резьбовым или шлицевым соединением [5, 6, 7].

Температурное поле подового электрода, возникающее в процессе работы ДСП ПТ, является одним из наиболее важных критериев, определяющих его стойкость, а значит и работоспособность всей печи. Оно зависит от конструкции подового электрода, интенсивности его охлаждения и режимов плавки. С целью определения наиболее оптимальной конструкции биметаллического подового электрода мы провели компьютерное моделирование их температурных полей. Стойкость подовых электродов различной конструкции оценивалась нами по температуре их стальных торцов, обращённых в плавильное пространство.

Распределение теплоты в электроде описывается известным уравнением теплопроводности с учетом джоулевых источников теплоты:

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho c_v T\right)=\frac{\partial}{\partial t}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial t}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial y}\right)+\frac{\partial}{\partial t}\left(\lambda\frac{\partial T}{\partial z}\right)+F_1+F_2. \quad (1)$$

Плотности джоулевых источников определяются путём решения электрической задачи.

Для расчёта плотностей токов в биметаллическом стержне нами используется модель электрических процессов, сформулированная в виде

поля потенциалов [8]:

$$div(S\ grad\ j) = 0. \quad (2)$$

По результатам расчётов плотностей токов определяем объемную плотность джоулевых источников теплоты, выделяемой в электроде:

$$q = \sigma|\text{grad}\ \varphi|^2, \quad (3)$$

Величины ρ, C_v, λ и σ – в уравнениях (1), (2), (3) зависят от температуры.

При моделировании электрических и температурных полей подовых электродов, задавались следующие граничные условия:

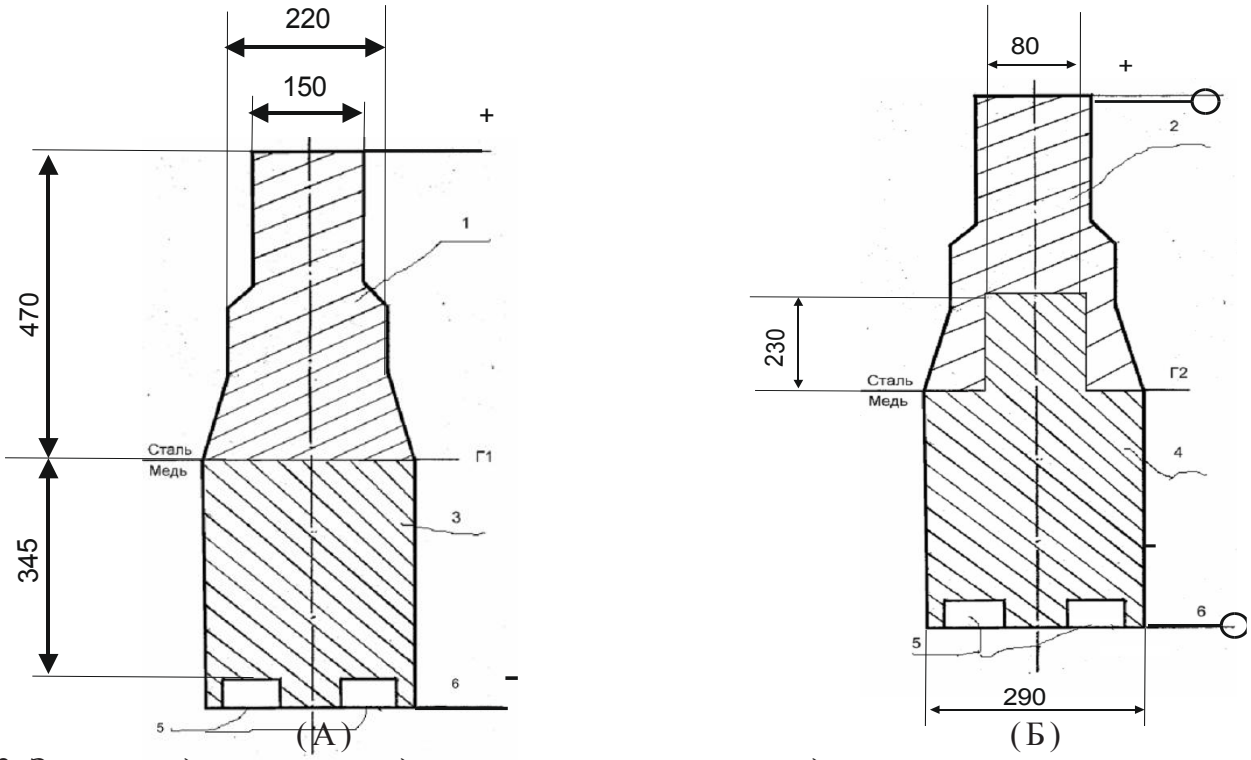


Рис. 2. Эскизы подовых электродов, использованных при моделировании температурных полей, возникающих в процессе работы ДСП ПТ.
А – исполнение 1, Б – исполнение 2.
1 – стальная часть сплошного сечения; 2 – стальная часть в форме стакана; 3 – медная часть; 4 – медная часть со стержнем; 5 – система водоохлаждения; 6 – токоподвод, Г1 и Г2 – границы раздела медь-сталь.

• боковые поверхности подовых электродов считались электрически и теплоизолированными;

• на стальном торце электрода, обращенном в плавильное пространство печи, задавались коэффициент теплопередачи и температура расплавленного металла;

• на охлаждаемой поверхности медной части электрода задавались коэффициент теплопередачи, зависящий от температуры медной стенки, и температура воды;

• на границе раздела между материалами электродов Г1 (первое исполнение) и Г2 (второе исполнение) имеются дополнительные электрическое и тепловое сопротивления, величина которых определяется способом соединения меди со сталью;

• между холодными и горячими торцами электродов задавалось значение рабочего постоянного тока.

Моделирование электрических и температурных полей подовых электродов проведено применительно к работе 12-тонной ДСП ПТ, при плавке отсевов ферросплавов. Эта печь имеет два подовых электрода. Выплавка проводилась при следующих технологических режимах: напряжение источника питания 150 В; полный рабочий

ток 17 кА (ток на каждом подовом электроде 8,5 кА); средняя температура расплава 1300 ^{0}С; температура охлаждающей воды 40 ^{0}С.

Адекватность модели реальному процессу выплавки оценивалась по показаниям тепмопар, стационарно установленых в медной части.

Моделировалась работа электродов двух конструктивных исполнений, размеры которых приведены на рис. 2. В нижней части электрода соответствующие поля строились только на участке медной части, расположенной между границей раздела сталь-медь и водоохлаждаемой поверхностью. Определялось также влияние способа соединения медных и стальных частей на температурные поля подовых электродов.

Известно, что коэффициент теплопередачи между нагретой жидкостью и ограничивающей ее твердой поверхностью зависит от скорости их относительного перемещения. Применительно к водяному охлаждению этот коэффициент определяется по общепринятым соотношениям [9]. При температуре теплоотдающей поверхности до 100 ^{0}С он нами принят равным 1200 Вт/м^2, а при температуре поверхности 100 ^{0}С (после начала поверхностного кипения) принят равным 6000 Вт/м^2. Коэффициент теплопередачи от расплавленного металла к стальному торцу подового электрода был принят равным 814 Вт/м^2. Значение этого коэффициента экспериментально определенно при исследовании теплообмена между металлической ванной и водоохлаждаемым кристаллизатором в процессе электрошлакового переплава [10].

Рассмотрены два способа соединения меди со сталью в подовом электроде: первый, при котором создается металлическая связь между медью и сталью (различные способы сварки плавлением и пайки) и второй,– путем механического соединения.

Биметаллический подовый электрод, полученный сваркой плавлением или пайкой, следует рассматривать состоящим из трех зон: стальную и медную с соответствующими коэффициентами удельного электрического и теплового сопротивления, и переходную, в которой величины этих коэффициентов изменяются. Поэтому для практических расчетов в переходной зоне можно принять их среднее значение. Таким образом, электрическое и тепловое сопротивление всей переходной зоны зависит только от ее ширины. Как показано в [11], при различных способах сварки ширина этой зоны не превышает 16 мм. Поскольку протяженность переходной зоны по сравнению с размерами медной и стальной частей подового электрода совершенно незначительна, то при моделировании дополнительными сопротивлениями в этой зоне можно пренебречь.

В то же время, при механическом способе соединения стального корпуса с медной частью (исполнение 2) на границе Г2 имеют место контактное электрическое и термическое сопротивления. Как установлено в [12], на границе раздела меди с углеродистой сталью при различных тепловых потоках скачок температуры может находиться в пределах от 60 до 150 ^{0}С. Такому скачку температур соответствует контактный коэффициент теплопередачи 50 Вт/(м$^2\cdot{}^0$С) [13].

Удельная электрическая проводимость в этом контакте была нами принята равной 5*10^5 См/м^2 [14].

Анализ температурных полей подового электрода первого исполнения, приведенных на рис. 3, *а,* показывает, что температура торца стального электрода с учётом джоулевых источников теплоты (левая сторона) достигает 1090 ^{0}С, а без учёта (правая сторона) 1083 ^{0}С. Таким образом относительная разница температур в этом случае не превышает 1 %. Слабое влияние джоулевых источников теплоты на температуру торца подового электрода объясняется низкой плотностью тока, проходящего через электрод; хорошей электропроводностью материала электрода и идеальным контактом между медью и сталью. Поэтому величина тока, проходящего через подовый электрод, мало влияет на его температурное поле, которое в основном определяется тепловым потоком от плавильного пространства.

Для подтверждения этого вывода мы построили модель температурного поля подового электрода при прохождении через него постоянного тока величиной 40 кА, т.е. примерно в пять раз выше, чем в модели, приведенной на рис. 3, *а*, сохранив неизменными остальные технологические параметры и геометрические размеры. При этом разница температур стального торца с уче-

том и без учета выделения джоулевых источников теплоты не превысила 40 ^{0}C. Следовательно, при моделировании температурных полей подовых электродов, возникающих при выплавке различных марок сталей, можно не учитывать изменение величины рабочего тока.



(А) (Б)

Рис. 3. Температурные поля (^{0}C) подовых электродов:
А – исполнение 1 при идеальном контакте (сварка плавлением меди со сталью).
Б – исполнение 2 при различных типах контактов.
Режимы плавки в ДСП ПТ и граничные условия указаны в тексте.
Геометрические размеры электродов приведены на рис 2.

Сравнение температурных полей подовых электродов, в исполнении 2, при идеальном и плохом контактах (рис. 3, *б*) показывает, что качество контакта, а значит и способ соединения разнородных металлов, значительно влияет на температуру стального торца электрода, обращенного в плавильное пространство. Так при плохом контакте (рис 3, *б,* правая сторона) эта температура на 1800 ^{0}C выше, чем при идеальном (рис 3, *б,* левая сторона).

Сравнение температурных полей подовых электродов различных исполнений (рис. 3, *а* и *б,* левые стороны) показывает, что наличие медного стержня внутри стальной части при идеальном контакте снижает температуру стального торца на 45 ^{0}C. В тоже время при плохом контакте медного стержня со сталью температура стального торца примерно на 120 ^{0}C выше, чем у электрода в исполнении 1. Таким образом, механическое соединение меди со сталью в подовом электроде (исполнение 2) не только нивелирует наличие медного стержня, но и резко повышает температуру торца подового электрода $T_т$.

Анализ температурных кривых подовых электродов в исполнении 2, приведенных на рис. 4, показывает, что при идеальном контакте меди со сталью существенное снижение температуры торца подового электрода, обращенного в пла-

вильное пространство, наблюдается, если длина и диаметр медного стержня превышают 60 % длины и диаметра стальной части электрода.

Длина медного стержня в электроде исполнения 2 230мм, диаметр 80мм.

Для выплавки конкретных марок сталей или ферросплавов в плавильном пространстве ДСП ПТ необходимо иметь соответствующую температуру. При этом, чем выше температура плавления металла тем больше должна быть величина тока, проходящего через подовый электрод. Ранее было установлено, что величина рабочего тока в процессе плавки слабо влияет на температурное поле подового электрода. Этот вывод позволяет моделировать температурные поля подовых электродов при переплаве различных марок сталей, используя при моделировании одну и ту же величину рабочего тока.

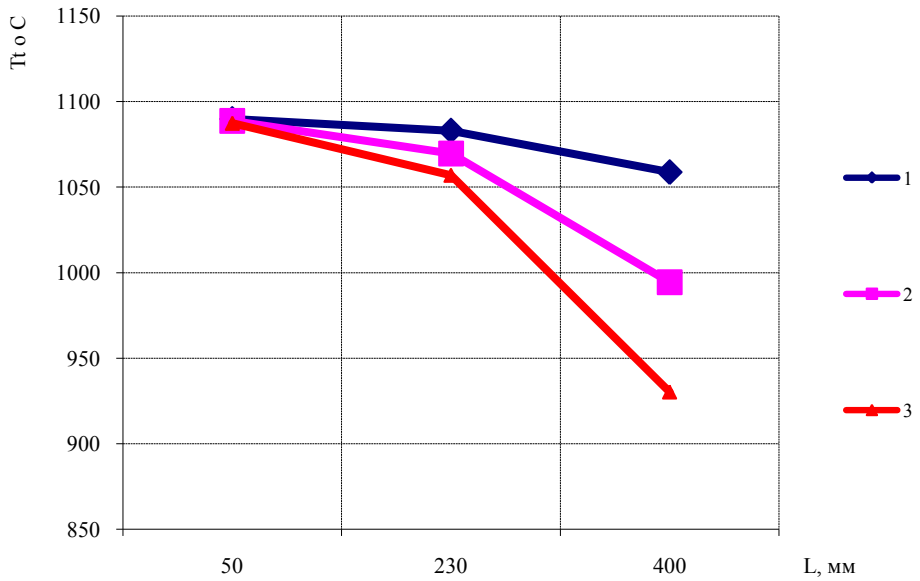


Рис. 4. Зависимости температуры стального торца подового электрода (T_m) в исполнении 2 от длины медного стержня (L) при разных его диаметрах (D). 1 – D = 40 мм, 2 – D = 80 мм, 3 – D =120 мм. Режимы плавок указаны в тексте.

Анализ кривых, показанных на рис. 5, построенных при величине тока в подовом электроде 8,5 кА, свидетельствует, что при температуре расплава в плавильном пространстве ДСП ПТ свыше 1600 ^{0}C, стальной торец электрода может расплавиться. Вероятность расплавления стального торца электрода тем выше, чем хуже контакт между его медной и стальной частями.

Оценивая приведенные выше результаты, можно сделать следующие выводы:

- разработанная модель позволяет рассматривать температурные поля подовых электродов различных конструкций, способов соединения медной и стальной частей и выбрать оптимальную конструкцию подового электрода;

- установлено, что величина постоянного тока, проходящего через подовый электрод, в пределах необходимых для выплавки различных сталей и ферросплавов, слабо влияет на температурное поле электрода;

- показано, что температура торца электрода, обращенного в плавильное пространство, существенным образом зависит от способа соединения меди со сталью. Наиболее низкая температура наблюдается при соединении разнородных металлов сваркой плавлением или пайкой;

- наличие медного стержня внутри стальной части электрода оказывает заметное влияние на температуру стального торца электрода если его длина и диаметр больше чем 60 % соответствующих размеров стальной части.

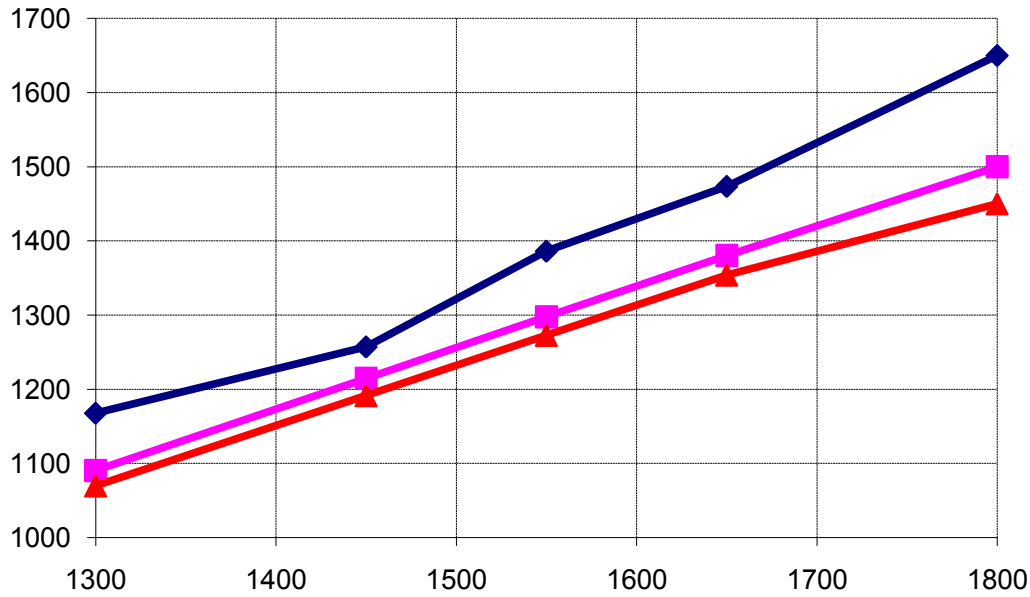


Рис. 5. Зависимости температуры стального торца подового электрода (T_m, ^{0}C) от температуры расплавленного металла (T_p ^{0}C) в плавильном пространстве ДСП ПТ. 1 – подовый электрод исполнения 2, плохой контакт; 2 – подовый электрод исполнения 1, идеальный контакт; 3 – подовый электрод исполнения 2, идеальный контакт.

ЛИТЕРАТУРА

1. *«Steeltime»* – информационный. портал о черной и цветной металлургии, май 2013 г.

2. *Дюдкин Д.А,, Кисиленко В.В.* Производство стали, том 1, «Теплотехник», Москва, 2008

3. *Малиновский В.С. Ярных Л.В.* Дуговые печи постоянного тока нового поколения -новый путь эффективной реконструкции металлургического машиностроения России « Металлургия машиностроения» – 2001г.– №1.– С. 12-19.

4. *Каплун М.Я.* Подовые електроды дуговых печей постоянного тока «Электрометаллургия»-2008-№9. – С.21-25

5. *Патент* США №4101725 кл.13-18 1979

6. *Патент* Украины № 88236 С2 МПК H05B7/00

7. *Патент* РФ № 2022480 МПК H05B7/08 опубликовано 30.10.1994

8. *Eric R.N.* Slag properties and design issues pertiment to matte smelting electric furnaces // VVII Intern/ conf. On molten slags fluxes and salts (Cape Town January, 25-28, 2004). – Cape Town – P531-541 (The South African Institute of Mining and Metallurgy, 2004/

9. *Х. Уонг.* Основные формулы и данные по теплообмену для инженеров – Москва «Атомиздат» 1979.– 216с.

10..*Тепловые процессы* при электрошлаковом переплаве/ Б.И. Медовар. В.Л. Шевцов. Г.С. Маринский и др. –Киев «Наукова думка» 1978.–304с

11.*Сварное соединение* меди со сталью в подовом электроде дуговой сталеплавильной печи постоянного тока, «Электрометаллургия» №4, 2013г., Москва, с. 7-9.

12. *Шлыков Ю.П. Ганин Е.А. Царевский С.Н.* Контактное термическое сопротивление.-Москва «Энергия» 1977.– 328с.

13. *Heat Transfer* Division (November 1970). "Conduction in Solids - Steady State, Imperfect Metal-to-Metal Surface Contact". General Electric Inc.

14. *Kenneth L. Kaiser.* (2004). Electromagnetic Compatibility Handbook. CRC Press. pp. 13–52. ISBN 978-0-8493-2087-3.

MATHEMATICAL MODELING OF OPERATION OF BIMETALLIC HEARTH-LEVEL ELECTRODES OF ARC STEEL-MAKING FURNACES OF DIRECT CURRENT

Muzhichenko A.F.[1], Atroshenko M.G.[1], Bogachenko A.G.[1], Poleschuk M.A.[1], Shevtsov A.V.[1], Fridman M.A.[2]

[1] E. O. Paton Electric Welding Institute of National Academy of Sciences of Ukraine, 11 Bojenko st. , Kiev, 03150, Ukraine

[2] PrJSC " Ferrotreiding" ,59 Ujnoe Shosse, Zaporojie, 03150, Ukraine

The computer model of temperature fields appearing in water-cooled bimetallic hearth-level electrodes during operation of arc steel-making furnaces of direct current was developed. This model considers the influence of heat flow from furnace melting area and Joule heat sources, appearing in it, on the steel end of the hearth-level electrode. The model examines different structures of hearth-level electrodes, methods of joining their cooper and steel parts and allows to choose optimal structure of hearth-level electrode for the specific conditions of metal smelting. It is shown that the temperature of the electrode end, directed into melting area, significantly depends on method of joining its cooper and steel parts. Presence of the cooper core inside the electrode steel part, significantly effects temperature of the electrode steel end only if its length and diameter are larger than 60 % of corresponding size of the steel part.

References 14, figures 5.

Key words: arc steel-making furnaces, direct current, bimetallic hearth-level electrodes, mathematic modelling, temperature fields, optimum structure.

1. «Steeltime» informational portal about ferrous and non-ferrous metallurgy, May 2013. (Rus.)

2. *Diydkin D..A,, Kisilenko. V.V* .Steel production, Volume 1, "Teplotekhnik", Moskow, 2008. (Rus.)

3. *Malinovskii V.S., Iarnuh L.V.* New generation arc furnaces of direct current – a new way of effective reconstruction of metallurgical machinery in Russia "Metalurgia mashinostoenia" 2001.– №1.– p. 12-19. (Rus.)

4. *Kaplun M. I.* Hearth-level electrodes of arc furnaces of direct current. "Electrometalurgia" – 2008-№9.– p.21-25 (Rus.)

5. USA Patent №4101725 кл.13-18 1979 (Eng.)

6. Ukraine Patent № 88236 C2 МПК H05B7/00 (Ukr.)

7. Russian Federation Patent № 2022480 МПК H05B7/08 published 30.10.1994 (Rus.)

8. *Eric R.N.* Slag properties and design issues pertiment to matte smelting electric furnaces // VVII Intern/ conf. On molten slags fluxes and salts (Cape Town January, 25-28, 2004). – Cape Town – P531-541 (The South African Institute of Mining and Metallurgy, 2004/(Eng)

9. *H Yong* Basic formulas and data on heat transfer for engineers. – Moskow "Atomizdat" 1979. (Rus.)

10. Thermal processesduring electroslag remelting /B.I. Medovar. V.L. Shevtsov, G.S. Marinskii and others. – Kiev "Naukova Dumka" 1978 – 304 p. (Rus.)

11. *Bogachenko A.G., Lakomskii V.I., Mishenko D.D.* and others. Welded connection of copper and steel in hearth-level electrode of arc furnace of direct current, "Electrometalurgia" №4, 2013, Moskow, p. 7-9. (Rus.)

12. *Shlykov I. P., Ganin I.A. Tsarevskii S.N.* Contact thermal resistance. – Moskow "Energia" 1977.– 328p. with illustrations.

13. Heat Transfer Division (November 1970). "Conduction in Solids – Steady State, Imperfect Metal-to-Metal Surface Contact". General Electric Inc.

14. *Kenneth L. Kaiser.* (2004). Electromagnetic Compatibility Handbook. CRC Press. pp. 13-52. ISBN 978-0-8493-2087-3.

Получено 23.07.2014
Received 23.07.2014

УДК 621.039.5; 621.438

ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ИНТЕНСИФИКАЦИИ ТЕПЛООБМЕНА В ТЕПЛООБМЕННОМ АППАРАТЕ НА ХАРАКТЕРИСТИКИ ВОЗДУШНОЙ ТЕПЛОУТИЛИЗИРУЮЩЕЙ ТУРБИННОЙ УСТАНОВКИ

Халатов А.А., академик НАН Украины**, Северин С.Д.,** канд. техн. наук**,**
Коваленко Г.В., канд. техн. наук**, Мейрис А.Ж.**

Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев, 03580, Украина

Виконано аналіз впливу перспективних способів інтенсифікації теплообміну в трубчастих теплообмінниках на їх теплову і гідравлічну ефективність, а також на ефективність ВТТУ в цілому. Представлено порівняння теплогідравлічних і масогабаритних характеристик теплообмінних апаратів з різноманітними способами внутрішньої та зовнішньої інтенсифікації теплообміну.

Выполнен анализ влияния перспективных способов интенсификации теплообмена в трубчатых теплообменниках на их тепловую и гидравлическую эффективность, а также на эффективность ВТТУ в целом. Представлено сравнение теплогидравлических и массогабаритных характеристик ТОА с различными способами внутренней и внешней интенсификации теплообмена.

The analysis of the influence of the advance methods of heat transfer enhancement in tubular heat exchangers and their thermal hydraulic efficiency, as well as the efficiency of the whole air turbine waste heat recovery power plant are performed. Comparing of the heat exchanger thermal-hydraulic and weight and size characteristics with different ways of ducts internal and external heat transfer enhancement are represented.

Библ. 6, рис. 8.

Ключевые слова: воздушная теплоутилизирующая турбинная установка, теплообменные аппараты, интенсификация теплообмена, теплоотдача и гидравлическое сопротивление, теплогидравлическая эффективность.

Re_d – число Рейнольдса, определённое по среднерасходной скорости и внутреннему диаметру трубы;
Nu_d – число Нуссельта;
Nu_d/Nu_{d0} – фактор интенсификации теплоотдачи;
ζ/ζ_0 – фактор увеличения гидравлического сопротивления;
d – диаметр трубы (углубления);
S_1 – поперечный шаг труб в трубном пучке;
S_2 – продольный шаг труб в трубном пучке;
$t_{вс}$ – шаг накатки (выступов);
h – высота цилиндрических выступов, удельная энтальпия;
Q – тепловая мощность теплообменного аппарата;
G – массовый расход теплоносителя;
N – мощность, затрачиваемая на прокачку теплоносителей;
P – давление;
T – температура;
ρ – плотность;
η – коэффициент полезного действия.

Сокращения:
ГТС – газотранспортная система;
ГТУ – газотурбинная установка;
КПД – коэффициент полезного действия;
ИТТФ НАНУ – Институт технической теплофизики Национальной академии наук Украины;
ВТТУ – воздушная теплоутилизирующая турбинная установка;
ГТД – газотурбинный двигатель;
ТОА – теплообменный аппарат.

Индексы:
0 – гладкая труба;
вн – внутренний;
нар – наружный;
вс – выступ.

При эксплуатации ГТД со средним для ГТС Украины значением КПД 25 % в окружающую среду с выходящими газами выбрасывается 75 % первичной тепловой энергии топливного газа. Хотя современные жаростойкие материалы и методы охлаждения лопаток турбин позволяют использовать сравнительно высокие значения максимальной температуры цикла, тенденция к увеличению степени повышения давления в компрессоре ограничивает возможности применения регенерации теплоты в цикле. Другим вариантом повышения эффективности использования подводимой в цикле приводного ГТД теплоты является применение комбинированных теплоутилизационных циклов. Термодинамически выгодным было бы использование в качестве рабочего тела в утилизационном цикле воды и водяного пара, однако, традиции работников газотранспортных систем и перспективы полной их автоматизации заставляют оценивать возможности применения атмосферного воздуха в качестве теплоносителя для теплоутилизирующего цикла. Отсюда вытекает актуальность исследования газовоздушного теплообменника ограниченного веса и размеров.

Разработанные авторами математические модели ВТТУ и кожухотрубного теплообменного аппарата (ТОА), позволили выполнить анализ теплогидравлических характеристик теплообменного аппарата, являющегося составной частью перспективной ВТТУ. Для этого в данной работе выполнена серия сравнительных расчётов теплообменника с обычными гладкими трубами и с трубами с интенсификаторами теплообмена. Расчет выполнен для различных значений диаметров труб.

Предполагается, что в теплообменном аппарате горячая среда (продукты сгорания природного газа в воздухе) в межтрубном пространстве омывает пучок поперечно, а нагреваемый воздух, протекает внутри труб. Компоновка трубного пучка – шахматная или коридорная.

Для расчета теплообменного аппарата задаются: наружный диаметр труб D_H; внутренний диаметр труб D_B; шаг размещения труб по потоку S_2; поперечный шаг S_1; расход горячего газа $G_Г$; температура горячего газа на входе в теплообменник $T'_Г$; давление горячего газа на входе $p'_Г$; коэффициент потерь давления по горячей стороне $\sigma_Г$; расход воздуха G_X; температура воздуха на входе T'_X; температура воздуха на выходе T''_X; давление воздуха на входе p'_X; число ходов по горячей $n_Г$ и по холодной n_X сторонам.

В результате расчета ТОА определяются: коэффициенты теплоотдачи по горячей и холодной сторонам, коэффициент теплопередачи, потребная поверхность теплообмена, площади проходных сечений по горячей и холодной сторонам, габаритные размеры теплообменника, а также коэффициенты потерь давления в горячем и холодном трактах.

Целью второй части расчета является определение рациональных параметров теплообменника. При расчете вариантов могут изменяться:

1) продольный и поперечный шаги размещения труб;

2) число ходов по горячей и холодной сторонам;

3) соотношения между коэффициентами потерь давления;

4) наружный и внутренний диаметры труб;

5) способы интенсификации теплообмена в трубах.

Для оценки эффективности ТОА используется гидравлический и полный КПД теплообменника.

Так, степень совершенства ТОА, с точки зрения затрат энергии на перемещение теплоносителей через его горячий и холодный тракты, характеризуется гидравлическим КПД, который определялся следующим выражением:

$$\eta_{гидр} = \frac{Q - \sum N_n}{Q}, \qquad (1)$$

где $Q = G_x(h_x^{вых} - h_x^{вх})$ – тепловая мощность теплообменного аппарата, определяемая по параметрам вторичного (холодного) теплоносителя. Здесь $h_x^{вых}$ и $h_x^{вх}$ – соответственно энтальпии холодного теплоносителя на выходе и входе теплообменника.

ΣN_n – суммарная мощность, затрачиваемая на прокачку теплоносителей через ТОА. Очевидно, что при $\Sigma N_n \to 0$ $\eta_{гидр} \to 1$. Суммарная

мощность, затрачиваемая на преодоление гидравлических сопротивлений при перемещении теплоносителей через ТОА без учёта диссипации, определяется выражением:

$$\sum N_n = \frac{G_г \Delta P_г}{\overline{\rho}_г} + \frac{G_x \Delta P_x}{\overline{\rho}_x}, \quad (2)$$

где $\overline{\rho}_г$ и $\overline{\rho}_x$ – средние значения плотности теплоносителей в горячем и холодном трактах; $\Delta P_г$, ΔP_x – абсолютные значения потерь давления в горяхчем и холодном трактах.

Полный КПД теплообменного аппарата является показателем его тепловой и гидравлической эффективности. Он характеризует потери теплоты с уходящим первичным (горячим) теплоносителем и затраты энергии на прокачку теплоносителей через ТОА. Поэтому при его определении необходимо из тепловой мощности ТОА вычесть тепловую мощность, эквивалентную мощности, затраченной на прокачку теплоносителей в аппарате, а затем полученную разность отнести к располагаемой тепловой мощности (Q_p). Таким образом, полный КПД теплообменного аппарата определяется следующим выражением:

$$\eta_{ТОА} = \frac{Q - \sum N_n}{Q_p}. \quad (3)$$

Выполнив несложные преобразования, можно показать, что полный КПД ТОА представляет собой произведение его тепловой эффективности (теплового КПД) и его гидравлического КПД:

$$\eta_{ТОА} = \eta_m \eta_{гидр}. \quad (4)$$

Оптимизация ТОА может производиться по минимуму массы или объема аппарата или по максимуму полного КПД ТОА. Наиболее предпочтительная расчётная схема трубчатого теплообменника с точки зрения оценки гидравлических потерь представлена на рисунке 1.

Были исследованы три перспективных способа интенсификации теплообмена в круглых трубах на эффективность теплообменного аппарата и эффективность ВТТУ. Эти интенсификаторы являются технологичными и недорогими в промышленном производстве. Были проанализированы следующие варианты трубчатых теплообменных поверхностей (рис. 2):

1. Круглые трубы с цилиндрической накаткой (диафрагмы) [1, 2] (рис. 2, *а*).

2. Круглые трубы с винтовой накаткой [2, 5] (рис. 2, *б*).

3. Круглые трубы со сферическими углублениями (выступами внутри) [3] (рис. 2, *в*).

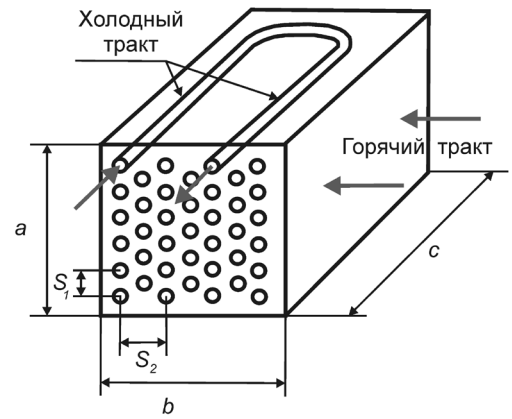


Рис. 1. Расчётная схема трубчатого теплообменника с одним «проходом» по горячему тракту и двумя «проходами» по холодному тракту.

Для труб с цилиндрической и винтовой накаткой факторы интенсификации теплообмена и увеличения гидравлического сопротивления рассчитывались по известным зависимостям, приведенным в работах [1, 2, 5].

Для исследованных в ИТТФ НАНУ круглых труб со сферическими углублениями (выступами) (рис. 2, *в*) были получены и использованы в математической модели ТОА корреляционные зависимости для интенсификации теплообмена при течении теплоносителя внутри труб. Так для относительной величины продольного и поперечного шагов углублений находящихся в диапазоне t_1/d (t_2/d) = 0,26...3,37 (рис. 2, *в*), относительной высоты выступов $h_{вс}/d_{вс}$ = 0,055...0,0663 и для диапазона изменения чисел Рейнольдса в трубах Re_d = 5000...40000:

$$\frac{Nu_d}{Nu_{d0}} = \frac{1}{Nu_{d0}} A \mathrm{Re}_d^B, \quad (5)$$

где $A = -0{,}46 + 11{,}1\left(\frac{h_{вс}}{d_{вн}}\right)$; $B = 1{,}02 - 7\left(\frac{h_{вс}}{d_{вн}}\right)$,

где $h_{вс}$ – высота сферических выступов;

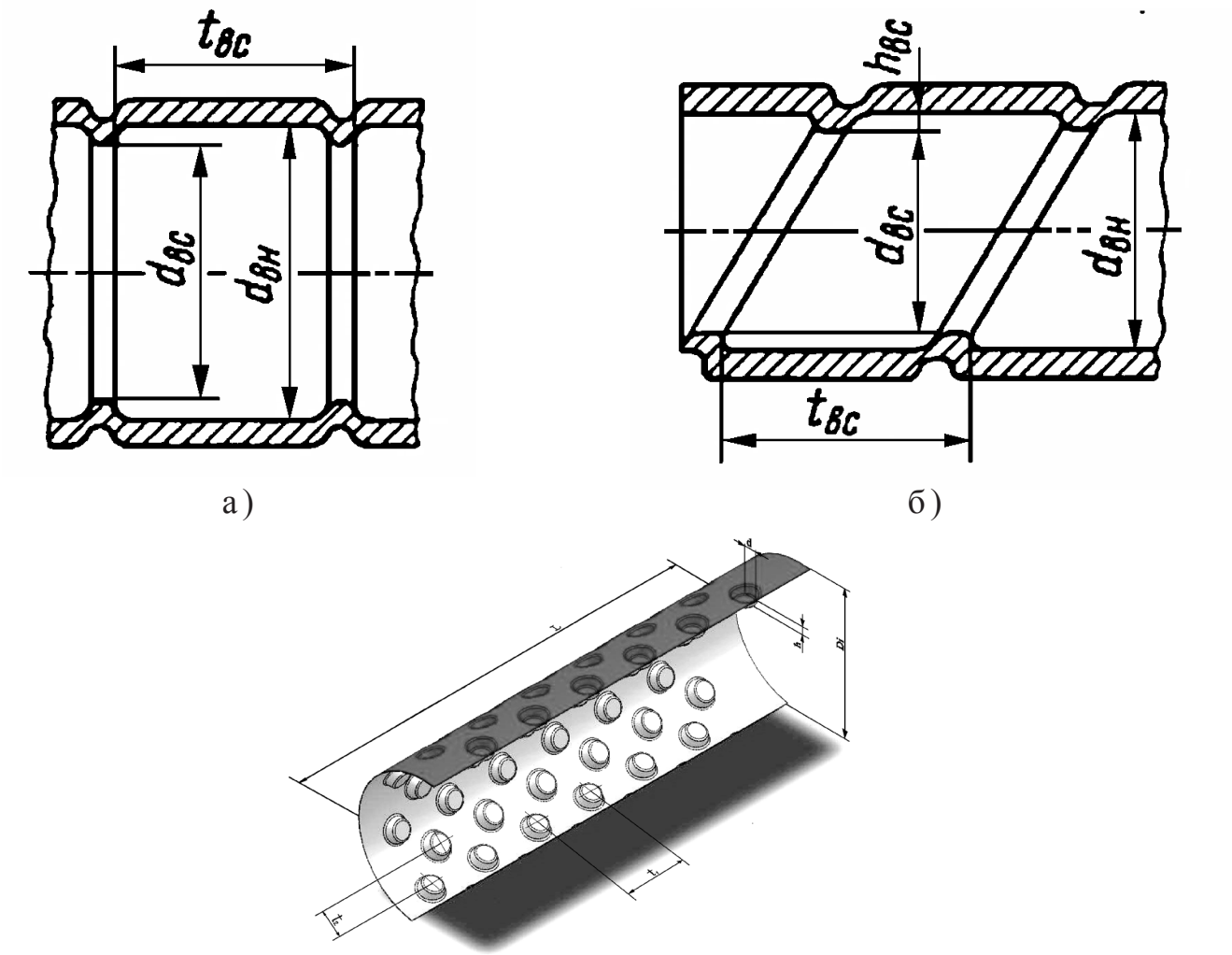


Рис. 2. Исследованные способы интенсификации теплообмена в круглых трубах.

$d_{вн}$ – внутренний диаметр труб.

Здесь значение числа Nu_{d0} для гладкой трубы определялось на основе известной зависимости Диттуса-Болтера:

$$Nu_{d0} = 0{,}023\,\mathrm{Re}_d^{0,8}\,\mathrm{Pr}^{0,4}. \qquad (6)$$

Для фактора увеличения коэффициента потерь при течении теплоносителя в трубах со сферическими углублениями (выступами) авторами предложена следующая экспериментальная корреляционная зависимость:

$$\xi/\xi_0 = 52{,}56\,\mathrm{Re}_d^{-0,36}. \qquad (7)$$

Для фактора интенсификации теплообмена и фактора увеличения гидравлического сопротивления со стороны горячего теплоносителя (внешняя часть труб), согласно рекомендациям работы [6], были приняты следующие значения Nu_d/Nu_{d0} = 1,15 и ζ/ζ_0 = 1,15 соответственно.

Исследования были выполнены для поперечного и продольного относительного шагов труб в трубном пучке $S_1/d_{нар}$= 2,5; $S_2/d_{нар}$= 2,5 ($d_{нар}$= 0,03 м; $d_{вн}$= 0,027 м) и для геометрических параметров интенсификаторов теплообмена представленных в таблице 1.

На рисунках 3 и 4 представлены зависимости гидравлического и полного КПД теплообменника ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для трёх способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА. Из анализа приведенных зависимостей видно, что использование труб с цилиндрической накаткой и труб с винтовой накаткой приводит к снижению гидравлического КПД теплообменного аппарата во всём

исследованном диапазоне изменения расхода воздуха вторичного теплоносителя. Это обусловлено ростом гидравлических потерь в горячем и холодном трактах ТОА. Использование круглых труб со сферическими углублениями приводит к незначительному увеличению гидравлического и полного КПД теплообменного аппарата в диапазоне изменения расхода воздуха через ВТТУ $45 \le G_в \le 52{,}5$ кг/с и к незначительному снижению гидравлического и полного КПД ТОА в диапазоне изменения расхода воздуха через ВТТУ в диапазоне $60 \le G_в \le 75$ кг/с. Так в расчётной точке ($G_в = 65$ кг/с) гидравлический КПД ТОА ВТТУ

Таблица 1

Тип интесификатора	$d_{вс}/d_{вн}$	$t/d_{вн}$	$t/d_{угл}$, *м*	$d_{угл}$, *м*
Цилиндрическая накатка (диафрагмы)	0,98	0,5	-	-
Винтовая накатка	0,98	0,5	-	-
Сферические углубления (выступы)	0,87	0,06	1,63	0,0034

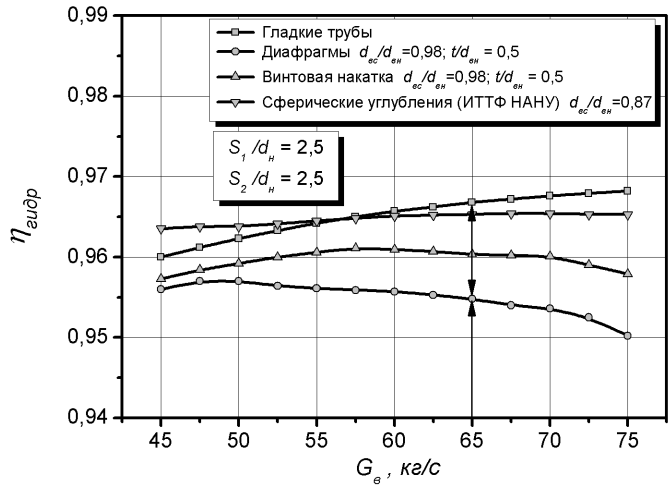


Рис. 3. Зависимость гидравлического КПД теплообменника ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

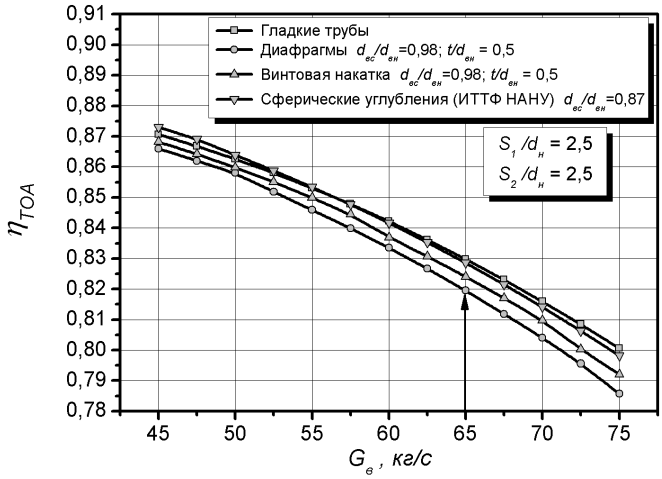


Рис. 4. Зависимость полного КПД теплообменника ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

снижается на 0,16 % при использовании труб со сферическими углублениями, на 1,3 % при использовании труб с диафрагмами и на 0,96 % при использовании труб с винтовой накаткой. В выбранной расчётной точке ($G_в$ = 65 кг/с) использование интенсификации теплообмена приводит к снижению полного КПД теплообменного аппарата на 0,25 % при использовании труб со сферическими углублениями, на 1,2 % при использовании труб с диафрагмами и на 0,72 % при использовании труб с винтовой накаткой.

На рисунках 5 и 6 представлены зависимости массы поверхностей теплообменника ВТТУ и его объёма от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах кожухотрубного ТОА. Из анализа представленных зависимостей следует, что при использовании в качестве интенсификаторов теплообмена круглых труб с диафрагмами и спиральной накаткой масса поверхностей теплообмена ТОА ВТТУ снижается в расчётной точке на 67 %, а при использовании труб со сферическими углублениями – на 24 %. При этом, объём теплообменника в первых двух случаях снижается на 73 %, а во втором – на 30 %.

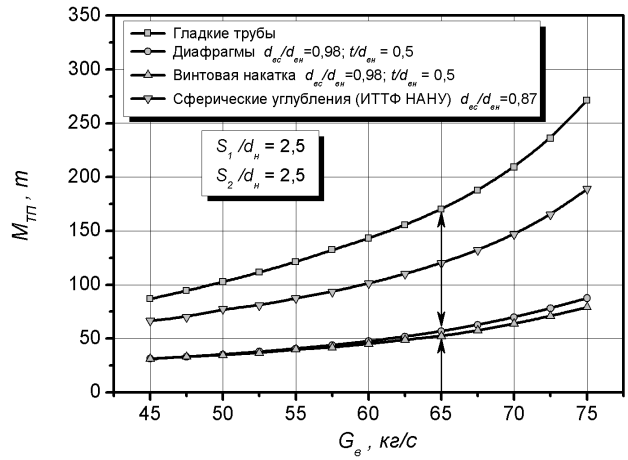


Рис. 5. Зависимость массы поверхностей теплообмена теплообменника ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

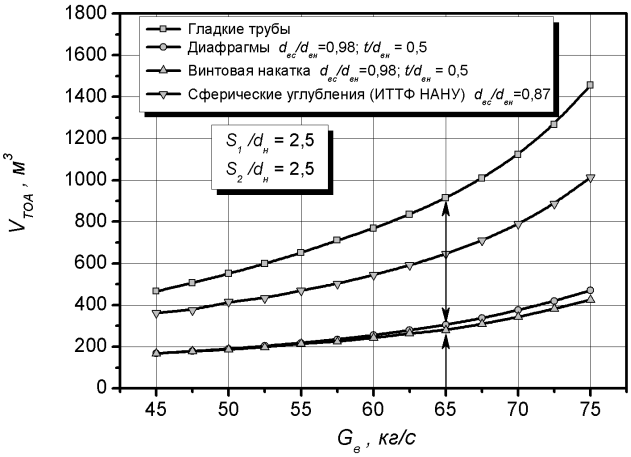


Рис. 6. Зависимость объёма теплообменника ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

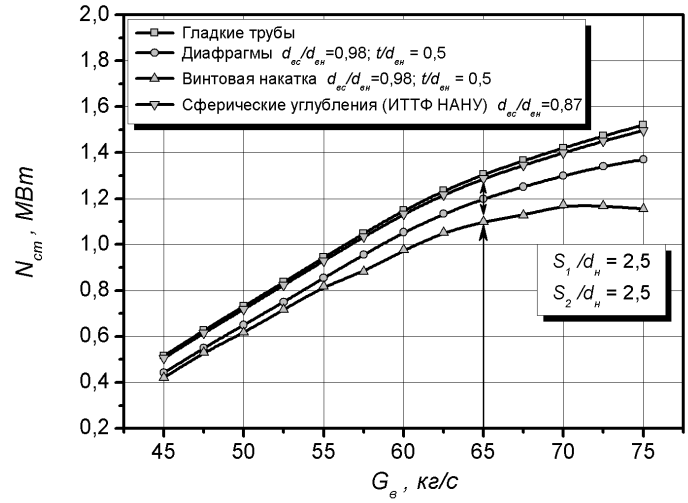


Рис. 7. Зависимость мощности силовой турбины ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

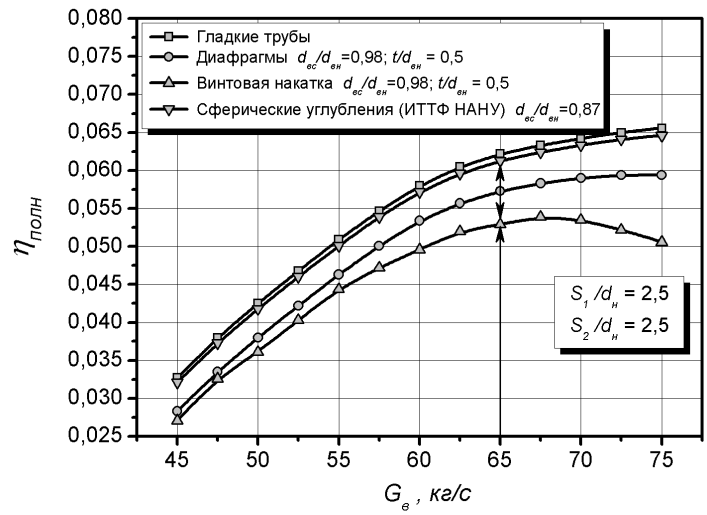


Рис. 8. Зависимость полного КПД ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА.

Расчётное исследование мощностных и экономических характеристик ВТТУ было выполнено для ВТТУ мощностью 1,3 МВт установленной на выходе из энергетической ГТУ типа ДН-80 мощностью 25 МВт (ГП НПКБ «Зоря – Машпроект») с расходом газов на выходе – 87,5 кг/с и температурой – 480 ^{0}С.

На рисунках 7, 8 представлены зависимости мощности силовой турбины (электрической мощности) ВТТУ и полного КПД ВТТУ от расхода воздуха через ВТТУ для различных способов интенсификации теплообмена в трубах ТОА. Из анализа приведенных на рис. 7 и 8 зависимостей следует, что использование интенсификации теплообмена в трубах теплообменного аппарата приводит к снижению полезной мощности и полного КПД ВТТУ за счет роста гидравлических потерь.

Как следует, в выбранной расчётной точке, соответствующей значению расхода воздуха через ВТТУ $G_в$= 65 кг/с, мощность силовой турбины снижается на 1,6 % при использовании труб со сферическими углублениями, на 4,8 % – при использовании труб с диафрагма-

ми и на 16,7 % при использовании труб с винтовой накаткой. При этом полный КПД ВТТУ снижается на 0,65 % при использовании труб со сферическими углублениями, на 7,8 % при использовании труб с диафрагмами и на 16 % при использовании труб с винтовой накаткой.

Выводы

Анализ состояния и исследование потенциальных возможностей уменьшения выброса теплоты с выходящими продуктами сгорания ГТП украинской ГТС показал:

1. Доступным и малозатратным методом использования теплоты выходящих газов у современных ГТД является её утилизация в бинарном цикле комбинированной установки с ВТТУ.

2. Применение воздушной утилизации теплоты позволяет существенно (на 14…17 %) уменьшить количество теплоты, выбрасываемой из основной ГТУ, что позволяет для установок на базе современных ГТД простой схемы получить коэффициент использования теплоты 42…47 %.

3. Наиболее эффективными способами интенсификации теплообмена из трёх рассмотренных с точки зрения снижения объёма и массы теплообменного аппарата является использование цилиндрических труб с диафрагмами или труб с винтовыми накатками, которые позволяют уменьшить объём ТОА в расчётной точке на 72…73 %, и массу – на 67 % при снижении мощности ВТТУ на 4,8 % и 16 % соответственно.

4. Исследованный в ИТТФ НАНУ способ интенсификации теплообмена с использованием труб со сферическими выступами - углублениями позволяет уменьшить объём ТОА в расчётной точке на 30 % и массу – на 24 %, при снижении мощности ВТТУ всего на 1,6 %.

5. При проектировании теплообменного аппарата ВТТУ с интенсификацией теплообмена целесообразно использование труб с винтовыми накатками или с диафрагмами в том случае, когда определяющим критерием проектирования является минимальная масса и объем ТОА и труб со сферическими выступами-углублениями, для обеспечения высокой мощности ВТТУ.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Калинин Э.К., Дрейцер Г.А., Ярхо С.А.* Интенсификация теплообмена в каналах. – М.: Машиностроение, I издание, 1972, II издание, 1981.

2. *Справочник* по теплообменникам / П.И. Бажан, Г.Е. Каневец, В.М. Селивестров. – М.: Машиностроение, 1989. – 366 с.

3. *Халатов А.А., Коваленко Г.В., Северин С.Д., Бурлака В.В., Мейрис А.Ж.* Применение теплообменных поверхностей типа «углубление-выступ» в теплообменниках газотурбинных установок // Промышленная теплотехника. – 2014. – Т. 36, №5. – С. 34 – 45.

4. *Коваленко Л.М., Глушков А.Ф.* Теплообменники с интенсификацией теплоотдачи. М.: Энергоатомиздат, 1986. – 249 с.

5. Обобщение данных по гидравлическому сопротивлению в винтообразных профилированных трубах / Ю.Н. Боголюбов, Ю.М. Бродов, В.Т. Буглаев и др. // Изв. Вузов. Энергетика. 1980. №4. С. 71 – 73.

6. Теплообмен в элементах конструкции двигателей ЛА / Под редакцией Г.А. Дрейцера, В.П. Солнцева, М., Изд. МАИ, 1989, 49 с.

INFLUENCE OF DIFFERENT METHODS OF HEAT TRANSFER ENHANSMENT IN HEAT EXCHANGER ON AIR TURBINE WAIST HEAT RECOVERY POWER PLANT HARACTERISTICS

Khalatov A.A., Severin S.D., Kovalenko G.V., Meyris A.J.

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2a Zhelyabova St, Kyiv, 03680, Ukraine

The analysis of the influence of the advance methods of heat transfer enhancement in tubular heat exchangers and their thermal hydraulic efficiency, as well as the efficiency of the whole air turbine waste heat recovery power plant are performed. Comparing of the heat exchanger thermal-hydraulic and weight and size characteristics with different ways of ducts internal and external heat transfer enhancement are represented.

The got by author's correlations for the investigated before method of heat transfer enhancement in the tubular ducts of "cavity – convex" type those was used in heat exchanger mathematic model are represented in the paper.

Application of air cycle waste heat recovery allows substantially (on 14.17 %) to decrease the amount of heat, thrown out from basic gas turbine power plant, that allows for power plants on the base of modern gas turbine engines of simple schemes to achieved the coefficient of the heat using value 42...47 %.

It is shone that from three investigated methods of heat transfer enhancement considered from the point of decreasing the heat exchanger mass and volume the most effective method is the use of cylindrical ducts with diaphragms or ducts with spiral rolling-ups, which allows decrease air turbine waste heat recovery power plant on 73 % and mass – on 67 % at it's power decreasing on 4,8 %. However investigated in Institute of Engineering Thermophysics of NANU method of heat transfer enhancement with the use of ducts with spherical cavities – convexes allows to decrease the volume of heat exchanger on 30 %, and mass – on 24 % at air turbine waste heat recovery power plant power decreasing only on 1,6 %.

References 6, figures 8.

Key words: air turbine waist heat recovery power plant, heat exchangers, heat transfer enhancement, heat transfer and pressure drop, thermohydraulic effectiveness.

1. *Kalinin E.K., Dreytser G.A., Yarkho S.A.* Intensification of heat transfer in channels. – M.: Engineering, I – t edition, 1972, II – d edition, 1981.

2. Reference book on heat exchangers / P.I. Bazhan, G.E. Kanevets, V.M. Selivestrov. - M.: Engineering, 1989. – 366 p.

3. *Khalatov A.A., Kovalenko G.V., Severin S.D., Burlaka V.V., Meyris A.J.* Application of tubular heat transfer surfaces of "cavity – convex" type in gas turbine power plants heat exchangers. // Industrial heat engineering. - 2014. V. 36, №5. – P. 34 – 45.

4. *Kovalenko L.M., Glushkov A.F.* Heat exchangers with heat transfer enhancement. M.: Energoatomizdat, 1986. – 249 p.

5. Generalization of information on hydraulic resistance in the spiral profiled pipes / Yu.N. Bogolyubov, Yu.M. Brodov, V.T. Buglaev and other // Inf. of Institutes. Energetic. 1980. № 4. P. 71–73.

6. A heat transfer in the elements of construction of flying apparatus engines / under edition of G.A.Dreytser, V.P. Solntsev, M, Publ. MAI, 1989, 49 p.

Получено 07.04.2015
Received 07.04.2015

УДК 536.24:533

ХАРАКТЕРИСТИКИ ЦИРКУЛЯЦИОННЫХ ТЕЧЕНИЙ В БЛИЖНЕМ СЛЕДЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ СТАБИЛИЗАТОРОВ ПЛАМЕНИ

Фиалко Н.М.[1], член-корреспондент НАН Украины, **Абдулин М.З.**[2], канд. техн. наук, **Шеренковский Ю.В.**[1], канд. техн. наук, **Майсон Н.В.**[1]

[1]*Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев, 03680, Украина*
[2]*Национальный технический университет Украины «КПИ», пр. Победы, 37, Киев, 03056, Украина*

Представлено результати експериментальних досліджень основних характеристик зон зворотних токів в закормових областях циліндричних стабілізаторів полум'я. Наводяться дані щодо закономірностей впливу на температурний режим та розміри цих зон таких факторів, як відносний крок розташування газоподавальних отворів, швидкість повітряного потоку та коефіцієнт надлишку повітря.

Представлены результаты экспериментальных исследований основных характеристик зон обратных токов в закормовых областях цилиндрических стабилизаторов пламени. Приводятся данные о закономерностях влияния на температурный режим и размеры этих зон таких факторов, как относительный шаг расположения газоподающих отверстий, скорость воздушного потока и коэффициент избытка воздуха.

The results of experimental study of the main characteristics of cylindrical flame stabilizers back-flow zones are presented. The data of influence on the temperature re-gime and size of these zones such factors as the relative spacing of the gas injection holes, the air flow rate and the excess air ratio are discussed.

Библ. 3, табл. 2, рис. 2.

Ключевые слова: цилиндрический стабилизатор пламени, зона обратных токов, температурный режим.

D – внутренний диаметр круглого канала;
d – диаметр газоподающих отверстий;
$d_{ст}$ – внешний диаметр стабилизатора;
$L_{от}$¬ – протяженность зоны обратных токов;
$L_{ст}$ – длина цилиндрического стабилизатора пламени;
L_1 – расстояние от газоподающих отверстий до срывной кромки стабилизатора;
S – шаг расположения газоподающих отверстий;
t_{max} – максимальная температура в зоне обратных токов;
t_{min} – минимальная температура в зоне обратных токов;
Uв – скорость воздушного потока;
α – коэффициент избытка воздуха;
δ_0 – толщина стенок стабилизатора;
δ_1 – толщина стенок канала.

Введение

В энергетическом оборудовании различного назначения широко применяются горелочные устройства относительно малой мощности (до 0,2 МВт). Использование таких горелочных устройств оказывается эффективным для энергетического оборудования как сравнительно небольшой, так и различной тепловой мощности в ситуациях, отвечающих высоким требованиям к равномерности теплоподвода по огневому пространству.

В указанных условиях представляется целесообразным применение горелок с цилиндрическими стабилизаторами пламени. Данные горелочные устройства характеризуются более высокой эффективностью, чем широко используемые горелки с плоскими стабилизаторами пламени. Это связано прежде всего с отсутствием различного рода потерь, обусловленных краевыми эффектами. Кроме того к важным достоинствам цилиндрических горелочных устройств относятся также простота их интегрирования в конструкцию энергетических установок [1-3].

Применение цилиндрических тел в качестве

стабилизаторов пламени является одним из распространенных способов реализации устойчивого процесса горения топлива (см. например [4-6]). В связи с потребностями практики проектирования цилиндрических горелочных устройств, в которых используется указанный способ стабилизации пламени, необходимым является проведение специальных исследований процессов переноса в ближнем следе за продольно обтекаемым цилиндром.

Постановка задачи и методика исследований

Данная работа посвящена экспериментальным исследованиям различных характеристик зон обратных токов в ближнем следе цилиндрических стабилизаторов пламени. При этом особое внимание уделялось определению размеров данных зон и их температурных режимов. Рассмотрению подлежал горелочный модуль, представляющий собой круглый канал с размещенным в нем цилиндрическим стабилизатором со скругленной передней и затупленной задней кромкой (рис. 1). Стабилизатор был снабжен системой круглых отверстий, через которые осуществлялась поперечная подача газа в сносящий поток воздуха. Исследовалась ситуация, отвечающая сжиганию пропана-бутана. Основные геометрические характеристики рассматриваемого горелочного модуля следующие: $L_{ст} = 200 \cdot 10^{-3}$ м; $L_1 = 13{,}5 \cdot 10^{-3}$ м; $D = 53 \cdot 10^{-3}$ м; $d_{ст} = 33 \cdot 10^{-3}$ м; $\delta_0 = \delta_1 = 2{,}5 \cdot 10^{-3}$ м; $d = 2 \cdot 10^{-3}$ м.

В ходе экспериментов варьировались такие величины: относительный шаг расположения газоподающих отверстий S/d – от 3,2 до 5,0; скорость воздушного потока $U_в$ – от 5 до 10 м/с и коэффициент избытка воздуха α – от 2,24 до 6,72.

При проведении экспериментальных исследований определение размеров зон обратных токов в закормовой области стабилизаторов осуществлялось методом визуализации течения с использованием солей натрия. Температуры в зоне обратных токов измерялись хромель-алюмелевой термопарой с диаметром королька $1{,}5 \cdot 10^{-3}$ м.

Результаты исследований и их анализ

Характеристики вариантов выполненных экспериментальных исследований приведены в табл. 1. Основные результаты данных исследований представлены в табл. 2 и на рис. 2. Здесь даны материалы, касающиеся зон обратных токов в ближнем следе стабилизаторов, а именно, их конфигурации, размеров и температурных режимов.

Табл. 1. Характеристики вариантов экспериментальных исследований

№ варианта	1	2	3	4	5	6	7	8
S/d	3,2	5,0	3,2	5,0	3,2	5,0	3,2	5,0
α	2,24	2,24	6,72	6,72	2,24	2,24	6,72	6,72
$U_в$, м/с	5	5	5	5	10	10	10	10

Табл. 2. Значения характерных перепадов температуры (ºС) в зонах обратных токов за цилиндрическим стабилизатором пламени для различных вариантов экспериментальных исследований

№ варианта	1	2	3	4	5	6	7	8
$\Delta t_{31} = t_3 - t_1$	440	490	290	320	400	460	330	360
$\Delta t_{34} = t_3 - t_4$	420	380	250	230	350	380	290	330
$\Delta t_{21} = t_2 - t_1$	330	400	190	300	240	340	290	230
$\Delta t_{32} = t_3 - t_2$	110	90	100	20	160	120	40	130
$\Delta t_{54} = t_5 - t_4$	250	250	200	130	180	210	260	200
$\Delta t_{35} = t_3 - t_5$	170	130	50	100	170	170	30	130
$\Delta t_{41} = t_4 - t_1$	20	110	40	90	50	80	40	30
$\Delta t_{52} = t_5 - t_2$	-60	-40	50	-80	-10	-50	10	0

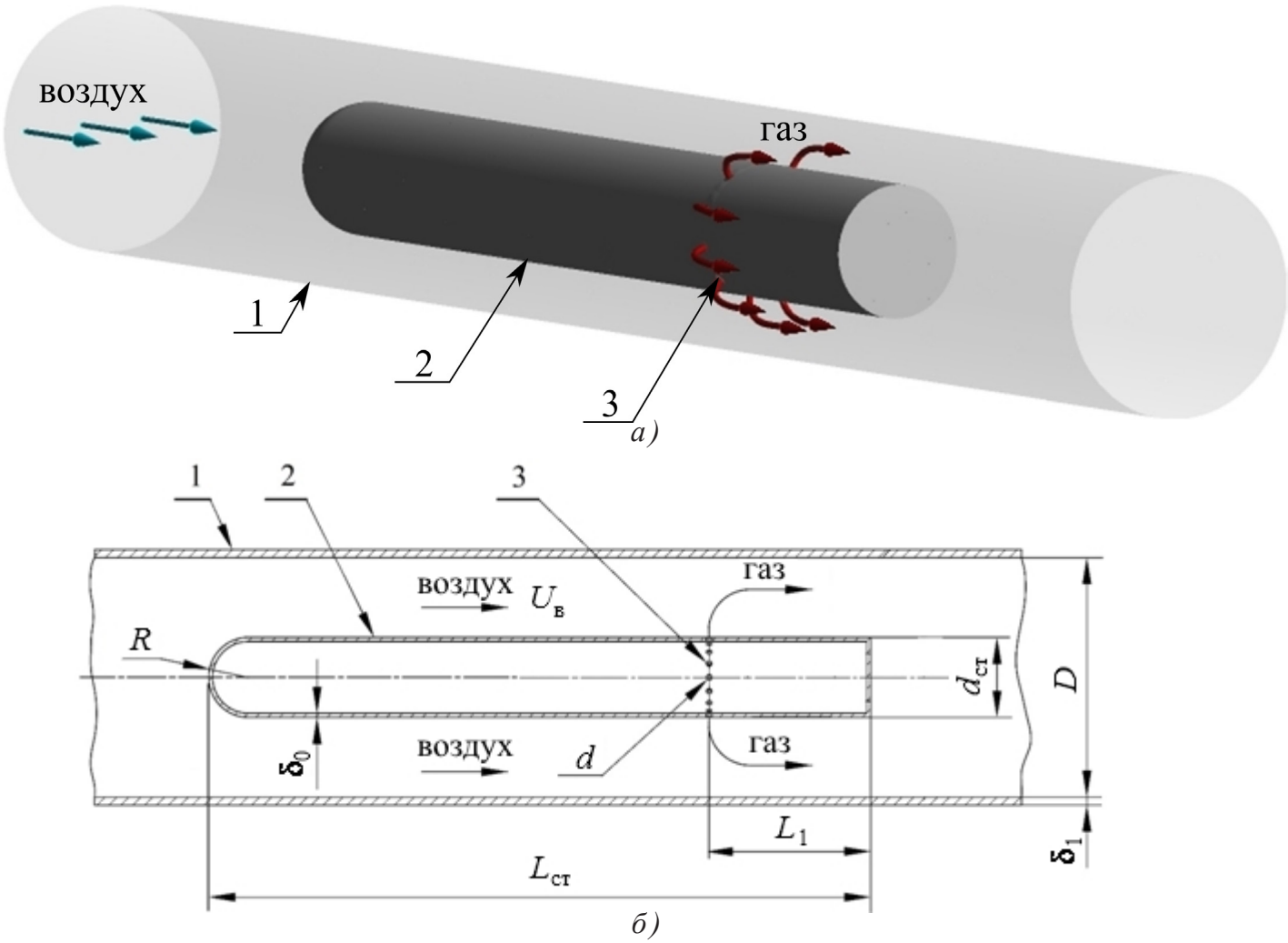


Рис. 1. Схема (а) и продольный разрез (б) горелочного устройства с цилиндрическим стабилизатором пламени: 1 – круглый канал; 2 – цилиндрический стабилизатор пламени; 3 – газоподающие отверстия.

Рассмотрим вначале эффекты влияния варьируемых в ходе экспериментов параметров на одну из важнейших характеристик зоны обратных токов – ее протяженность $L_{от}$. Что касается шага расположения газоподающих отверстий *S/d*, то как следует из данных, представленных на рис. 2., с его увеличением протяженности зон обратных токов уменьшаются. Так, при α = 6,72 и $U_в$ = 5 м/с значение $L_{от}$ сокращается с $38 \cdot 10^{-3}$ м до $29 \cdot 10^{-3}$ м при повышении *S/d* от 3,2 до 5,0. Отмеченный характер влияния шага *S/d* обусловлен тем, что с его увеличением возрастает инжектирующее действие струй газа, то есть вовлечение окружающего воздуха в струи. Последнее приводит к дополнительному повышению степени разряжения в зоне обратных токов в закормовой области стабилизатора и соответственно к сокращению ее длины $L_{от}$.

Обращает на себя внимание также тот факт, что существенное влияние *S/d* на величину $L_{от}$ имеет место лишь при относительно больших значениях α. Как видно из рис. 2 *д, е, ж, з,* с увеличением *S/d* от 3,2 до 5,0 значение $L_{от}$ уменьшается на $2 \cdot 10^{-3}$ м при α = 2,24 и на $10 \cdot 10^{-3}$ м при α = 6,72.

Согласно полученным данным имеет место тенденция к уменьшению протяженности зон обратных токов в ближнем следе стабилизатора при возрастании коэффициента избытка воздуха α. При этом, чем больше величина *S/d* и скорость потока воздуха $U_в$, тем ярче проявляется данная тенденция. Например, для *S/d* = 5,0 с увеличением α

от 2,24 до 6,72 длина зоны обратных токов уменьшается на $6 \cdot 10^{-3}$ м при $U_в = 5$ м/с и на $10 \cdot 10^{-3}$ м при $U_в = 10$ м/с.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют также о том, что повышение скорости потока воздуха $U_в$ обуславливает некоторое увеличение протяженности зон обратных токов $L_{от}$. Это увеличение оказывается более заметным при меньших значениях α.

Перейдем далее к анализу температурных режимов зон обратных токов в закормовых областях стабилизаторов. Согласно полученным данным во всем исследуемом диапазоне изменения рассматриваемых параметров наименьшие значения температуры tmin в зоне обратных токов имеют место вблизи срывной кромки стабилизатора, в подобласти, отвечающей началу процесса горения. Максимальные значения температуры t_{max} в данной зоне наблюдаются в наиболее удаленной от стабилизатора точке 3 на ее границе, расположенной на оси следа (рис. 2).

Что касается влияния шага *S/d* на значения наибольшей и наименьшей температуры в зоне обратных токов, то, как показали проведенные исследования, с ростом *S/d* при прочих равных условиях данные температуры повышаются (сопоставьте результаты на рис. 2, *а* и *б*, *в* и *г*, *д* и *е*, *ж* и *з*). Это, по-видимому, в большой мере связано с отмеченным выше сокращением размеров зон обратных токов, и как следствие, с повышением их теплонапряженности.

Аналогичным оказывается и характер влияния скорости потока воздуха $U_в$ на уровни температур t_{min} и t_{max}. Здесь повышение указанных температур при возрастании скорости $U_в$ обусловлено в большой степени дополнительной турбулизацией потока в циркуляционных зонах. При этом отмеченное влияние является более существенным при больших значениях коэффициента избытка воздуха. Например, для $S/d = 5{,}0$ при повышении $U_в$ от 5 до 10 м/с возрастание температуры t_{max} составляет 30 ºС и 130 ºС для $\alpha = 2{,}24$ и $\alpha = 6{,}72$ соответственно.

Полученные данные свидетельствуют также о том, что максимальные и минимальные температуры в зонах обратных токов закормовых областей стабилизаторов существенно зависят от коэффициента избытка воздуха α. С ростом α уровни t_{max} и t_{min} заметно снижаются. Причем это снижение для t_{max} оказывается более значительным при меньших величинах скорости потока воздуха $U_в$. Так, при $S/d = 5{,}0$ повышение α от 2,24 до 6,72 приводит к падению t_{max} на 140 ºС при $U_в = 10$ м/с, и на 240 ºС при $U_в = 5$ м/с.

Относительно характера изменения температур в зоне обратных токов за стабилизатором в первую очередь следует отметить, что с удалением от торцевой поверхности стабилизатора уровни температур в данной зоне повышаются. При этом данное повышение может быть весьма существенным. Например, вдоль границы зоны обратных токов 1 – 3 перепад температур Δt_{31} достигает 490 ºС для ситуации, отвечающей $S/d = 5{,}0$, $\alpha = 2{,}24$ и $U_в = 5$ м/с (вариант исследований № 2). Важно подчеркнуть, что указанная тенденция к повышению температуры при удалении от торцевой поверхности стабилизатора наиболее заметно проявляется вблизи данной поверхности и становится менее ярко выраженной в хвостовой части зоны обратных токов. Так, для варианта исследования № 2, перепад температур Δt_{21} на участке 1 – 2 границы зоны обратных токов, примыкающем к торцу стабилизатора, составляет 400 ºС, а на участке 3 – 2, отвечающем хвостовой части зоны обратных токов, – лишь 90 ºС. Как видно из табл. 2, данная тенденция сохраняется также и для характера изменения температуры вдоль оси следа (сопоставьте перепады температур Δt_{54} и Δt_{35}).

Что касается картины изменения температур в зоне обратных токов в поперечном направлении, то здесь уровни температур меняются значительно менее существенно, чем по длине этой зоны. Согласно полученным данным для варианта исследования № 6 перепад температур Δt_{34} в зоне обратных токов вдоль оси следа равняется 380 ºС, а соответствующий перепад Δt_{41} на половине ширины зоны вблизи торца стабилизатора составляет лишь 80 ºС.

Как показали результаты проведенных исследований, перепад температур Δt_{41} в поперечном направлении вблизи торцевой поверхности стабилизатора во всех рассмотренных ситуациях оказывался положительным. То есть температура внутри зоны обратных токов t_4 на оси следа превышает соответствующие значения температуры на границе этой зоны t_1 вблизи срывной кромки

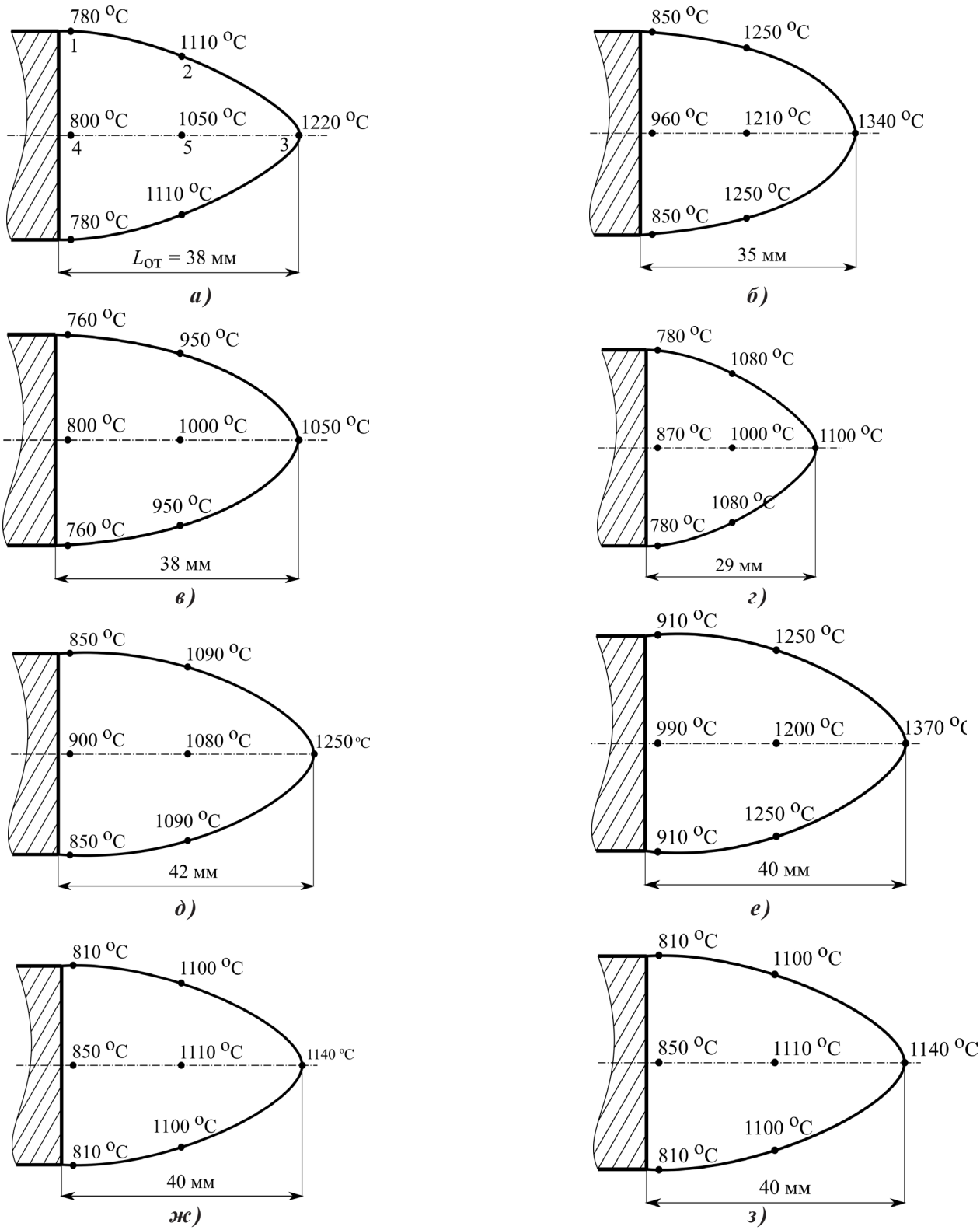


Рис. 2. Конфигурация границ зон обратных токов в ближнем следе цилиндрических стабилизаторов пламени и значения температур в характерных точках (1-5) этих зон для различных вариантов экспериментальных исследований; а, б, в, г, д, е, ж, з – варианты 1-8.

стабилизатора. Иная картина наблюдалась для температурного перепада Δt_{52} в поперечном сечении зоны обратных токов, отвечающем середине длины данной зоны. Здесь температурный перепад Δt_{52} принимал для различных вариантов исследований как положительные, так и отрицательные значения. Иными словами температура на оси следа t_5 может либо превышать значения температуры t_2 на границе зоны обратных токов, либо быть меньше нее (см. данные табл. 2).

Выводы

В работе представлены результаты экспериментальных исследований, касающихся определения таких важных характеристик зон обратных токов в закормовых областях цилиндрических стабилизаторов пламени, как их конфигурация, размеры и температурный режим. При этом:

1. Установлены эффекты влияния на протяженность зон обратных токов относительного шага расположения газоподающих отверстий, скорости воздушного потока и коэффициента избытка воздуха. Показано, что увеличение указанного шага ввиду инжектирующего действия струй газа обусловливает сокращение протяженности данных зон. Отмечается в целом аналогичный характер влияния величины коэффициента избытка воздуха. Выявлено, что повышение скорости потока воздуха приводит к некоторому увеличению протяженности зон обратных токов.

2. Выполнен анализ особенностей температурных режимов зон обратных токов в ближнем следе стабилизаторов пламени. В частности, показано, что тенденция к повышению температуры в данной зоне с удалением от торцевой поверхности стабилизатора наиболее существенно проявляется вблизи этой поверхности. Установлено также, что с ростом относительного шага расположения газоподающих отверстий и скорости потока воздуха уровни максимальных температур в зоне обратных токов повышаются. При увеличении же коэффициента избытка воздуха наблюдается существенное падение данных температур.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Фиалко Н.М., Прокопов В.Г., Майсон Н.В., Шеренковский Ю.В., Иваненко Г.В., Абдулин М.З., Бутовский Л.С.,Ольховская Н.Н., Швецова Л.А., Дончак М.И.* Особенности течения и смесеобразования в микрофакельных цилиндрических горелочных устройствах различной мощности // Научный вестник На-ционального университета биоресурсов и природопользования Украины Серия «Техника и энергетика АПК». – 2014. – 194/3. – С. 94 – 101.

2. *Фиалко Н.М., Шеренковский Ю.В., Майсон Н.В., Меранова Н.О., Абдулин М.З., Бутовский Л.С., Полозенко Н.П., Клищ А.В., Стрижеус С.Н., Тимощенко А.Б.* Математическое моделирование процессов течения и смесеобразования в цилиндрическом стабилизаторном горелочном устройстве // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2014. - Т.3, №8(69). – С. 40 – 44.

3. *Фиалко Н.М., Шеренковский Ю.В., Майсон Н.В., Меранова Н.О., Абдулин М.З., Бутовский Л.С., Полозенко Н.П., Клищ А.В., Стрижеус С.Н., Тимощенко А.Б.* Влияние пластинчатых турбулизаторов потока на ха-рактеристики течения и смесеобразования топлива и окислителя в цилиндрическом стабилизаторном го-релочном устройстве // Науковий вісник НЛТУ України. – 2014. – Вип. 24.06 – С. 114 – 121.

4. *Микулин Г. А., Любчик Г. Н.* Аэродинамические характеристики и массообменные свойства трубчатых ин-тенсификаторов горения и стабилизаторов пламени // Энергетика: экономика, технология, экология. – 2004. – Т. 15, № 2. – С. 54 – 62.

5. *Бутовский Л.С., Грановская Е.А., Фиалко Н.М* Пусковые характеристики горелочных устройств стабили-заторного типа с подачей топлива в сносящий воздушный поток // Технологические системы. – 2010, № 4. – С. 32 – 37.

6. *Раушенбах Б.В., Белый С.А., Беспалов И.В., Бородачев В.Я., Волынский М.С., Прудников А.Г.* Физические основы рабочего процесса в камерах сгорания воздушно-реактивных двигателей. – М.: Машиностроение, 1964. – 526 с.

CHARACTERISTICS OF CIRCULATION FLOW IN NEAR WAKE OF CYLINDRICAL FLAME STABILIZERS

Fialko N.M.[1], **Abdulin M.Z.**[2], **Sherenkovskii Yu.V.**[1], **Maison N.V.**[1]

[1]Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Zhelyabova 2a, Kyiv, 03057, Ukraine

[2]National Technical University of Ukraine "Kyiv Polytechnic Institute", Prospect Peremohy 37, Kyiv, 03056, Ukraine

The present work is devoted to the experimental study of the regularities of flow and thermal conditions under propane-butane burning in cylindrical burner devices supplied to the air crossflow through the holes on the sides of the flame stabilizers. Particular attention is paid to temperature conditions, the configuration and size of the backflow zones in the near wake of these stabilizers. The data of influence on the characteristics of these zones such factors as the relative spacing of the gas injection holes, the air flow rate and the excess air ratio are presented.

References 6, tables 2, figures 2.

Key words: cylindrical flame stabilizer, backflow zone, temperature regime.

1. *Fialko N.M., Prokopov V.G., Maison N.V., Sherenkovskii Yu.V., Ivanenko G.V., Abdulin M.Z., Butovskii L.S., Olkhovskaia N.N., Shvetsova L.A., Donchak M.I.* Features of flow and mixing in micro-flame cylindrical burner de-vices of different capacities // Nauchnyi vestnik Natsionalnogo universiteta bioresursov i prirodoispolzovaniia Ukrainy Seriia "Tehnika i energetika APK" . – 2014. – 194/3. – P. 94 – 101. (Rus.)

2. *Fialko N.M., Sherenkovskii Yu.V., Maison N. V., Meranova N.O., Abdulin M.Z., Butovskii L.S., Polozenko N.P., Klishch A.V., Stryzheus S.N., Timoshchenko A.B.* Numerical simulation of flow and mixing processes within cylin-drical stabiliser burner // Vostochno-evropeiskii zhyrnal peredovykh tekhnologii. – 2014. - V.3, №8(69). – P. 40 – 44. (Rus.)

3. *Fialko N.M., Sherenkovskii Yu.V., Maison N. V., Meranova N.O., Abdulin M.Z., Butovskii L.S., Polozenko N.P., Klishch A.V., Stryzheus S.N., Timoshchenko A.B.* Impact of flat flow energizers on flow characteristics and mixing of fuel and oxidizer within cylindrical stabilizer burner // Naukovyi visnyk NLTU Ukrainy. – 2014. – V. 24.06 – P. 114 – 121. (Rus.)

4. *Mikulin G.A., Lubchik G.N.* Aerodynamic characteristics and mass transfer properties of the tubular combustion intensificartors and flame stabilizers // Energetika: ekonomika, tekhnologiia, ekologiia. – 2004. – V. 15, № 2. – P. 54 – 62. (Rus.)

5. *Butovskii L.S., Granovskaia E.A., Fialko N.M.* Starting characteristics of stabilizer type burners with fuel injection into air cross flow // Tekhnologicheskie sistemy. – 2010, № 4. – P. 32 – 37. (Rus.)

6. Raushenbach B.V., Belyi S.A., Bespalov I.V., Borodachev V.Ya., Volynskii M.S., Prudnikov A.G. Physical basis of the working process in the combustion chambers of jet engines. – M.: Mashinostroenie, 1964. – 526 pp. (Rus.)

Получено 06.04.2015
Received 06.04.2015

УДК 544.344.016.2:543.573:543.442.2:662. 662.641

ВИВЧЕННЯ ТЕРМІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ТВЕРДОГО ЗАЛИШКУ ТОРФУ ПІСЛЯ ЕКСТРАГУВАННЯ ГУМУСОВИХ РЕЧОВИН

Михайлик В.А.[1], канд. техн. наук, **Снєжкін Ю.Ф.**[1], член-кореспондент НАН України,
Оранська О.І.[2], канд. хім. наук, **Корінчевська Т.В.**[1], **Корінчук Д.М.**[1], канд. техн. наук

[1]*Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев, 03680, Украина*
[2]*Інститут хімії поверхні ім. О.О. Чуйка НАН України, вул. Генерала Наумова 17, Київ, 03164, Україна*

Представлені результати дослідження методами дериватографії та рентгенофазового аналізу термічних властивостей твердого залишку фрезерного торфу після екстрагування гумусових речовин з метою визначення його відповідності вимогам до палив. Показано, що температурні інтервали термічного розкладання органічних речовин залишку значно ширші за такі чистого торфу, а їх величина прямо залежить від температури екстракції. Встановлено, що в області високих температур за участю оксидів кальцію та кремнію, а також іонів натрію в залишку утворюються нові тверді фази. Виконано порівняння теплових ефектів термічного розкладання органічних речовин торфу та залишку. Запропоновано спосіб використання ТЗТ як палива.

Представлены результаты исследования методами дериватографии и рентгенофазового анализа термических свойств твердого остатка фрезерного торфа после экстрагирования гумусовых веществ с целью определения соответствия его требованиям, предъявляемым к топливам. Показано, что температурные интервалы термического разложения органических веществ остатка значительно более широкие, чем торфа, а их величины прямо зависят от температуры экстракции. Установлено, что в области высоких температур при участии оксидов кальция и кремния, а также ионов натрия в остатке образовываются новые твердые фазы. Выполнено сравнения тепловых эффектов термического разложения органических веществ торфа и остатка. Предложен способ использования остатка как топлива.

In this study the thermal gravimetric and differential thermal analysis (TGA&DTA) and X-ray diffraction used to evaluate the thermal properties of solid residues of milled peat after extraction of humus substances to determine its compliance with the requirements for fuels. It was shown that the temperature ranges of thermal decomposition of organic substances in the residue considerably wider than those of the peat, and their values are directly depend on the extraction temperature. It was found that new solid phases in residues appeared at high temperature in the presence of calcium and silicic oxides and sodium ions. Also the thermal effects during the thermal decomposition of organic matter and peat residue were compared. The method of use residues as fuel was proposed.

Бібл. 14, табл. 1, рис. 8.

Ключові слова: дериватографія, рентгенофазовий аналіз, торф, гумусові речовини, термічне розкладання.

I – інтенсивність відбиття;
θ – кут падіння-відбиття пучка рентгенівського випромінювання.

Скорочення:
ГР – гумусові речовини;
ДТА – диференціальний термічний аналіз;
ДТГ – диференціальна термогравіметрія;
РФА – рентгенофазовий аналіз;
Т – температура;
ТГ – термогравіметрія;
ТЗТ – твердий залишок торфу після екстракції.

Вступ

Енергетика України переживає не кращі свої часи. Обмаль коштів в державі, високі ціни на природний газ, мазут та інші викопні види палива змушують інтенсифікувати розвиток виробництва альтернативних видів палива та відновлювати видобуток торфу. Проте крім енергетичного використання торф широко застосовується як добриво і може бути сировиною для виробництва фізіологічно активних речовин на основі гумусових речовин (ГР), що входять до його складу, для використання в рослинництві, садівництві,

тваринництві та виробництві кормів [1–4]. В умовах гострої необхідності в збільшенні продуктивності сільського господарства нагальним стає питання комплексного використання торфу на торфобрикетних заводах. Ідея полягає в тому, щоб певну частину торфу, що видобувається для енергетичних потреб, використовувати для виробництва екстракту ГР, а твердий залишок торфу (ТЗТ) після екстрагування ГР, направляти для виробництва палива в технологічній лінії торфобрикетного заводу. Використання ТЗТ в якості палива вимагає дослідження його властивостей з метою визначення відповідності його вимогам до палив.

Матеріали та методи

Матеріали. В дослідженні було використано фрезерний торф низинного типу з родовища Ірванцевського торфобрикетного заводу (Чернігівська обл., м. Семенівка), тверді залишки фрезерного торфу після екстрагування гумусових речовин та золи ТЗТ. Екстракцію здійснювали в пульсаційному диспергаторі ударного типу [5] після обробки торфу розчином гідроксиду натрію з розрахунку 10 % NaOH на суху масу торфу. Температуру та час екстрагування змінювали в межах 20…100 °С та 40…60 хв.

Методи. Термічні дослідження проводили в дериватографі Q–1000 системи Paulik-Paulik-Erdey (фірма «МОМ», Угорщина) [6] в діапазоні 20…1000 °С при швидкості нагрівання 7,4 К/хв. Зразки розміщували в відкритий конічний керамічний тигель без стискання, шаром, висотою 10…11 мм. Атмосферою слугувало нерухоме повітря. В якості інертної речовини в тиглі порівняння використовували оксид алюмінію. Корекцію шкали температур здійснювали по температурі переходу кварцу з α- в β-форму (573 °С) [7]. Відхилення температури не перевищувало ±1 К. Збір та обробка інформації з дериватографа здійснювались за допомогою прикладної комп'ютерної програми «Derivatograph», створеної в середовищі програмування Delphi [8].

Дериватографічний метод, що об'єднує термогравіметрію (ТГ) з класичним диференціальним термічним аналізом (ДТА), знайшов широке застосування в наукових дослідженнях та виробничих лабораторіях [9 – 11]. Він дозволяє отримати інформацію про поведінку індивідуальних речовин і їх сполук в умовах програмованого нагріву. Якісна та кількісна оцінка процесів, що відбуваються при нагріванні зразків, здійснюється за кривими зміни температури зразка (Т), його маси (ТГ), диференціальної термогравіметрії (ДТГ), що являє собою похідну від кривої ТГ, та ДТА. Крива ДТА представляє різницю температур між зразком та інертним матеріалом, дає можливість ідентифікувати теплові процеси, що відбуваються в зразку при його нагріванні. У зв'язку з наявним термічним опором матеріалу зразка та стінок керамічного тигля температура максимумів піків теплових ефектів (ДТА) вища за температуру відповідних максимумів швидкості зміни маси (ДТГ).

Рентгенофазовий аналіз (РФА) твердого залишку після екстрагування гумусових речовин з торфу та золи після нагрівання твердого залишку до 1000 °С виконували на дифрактометрі ДРОН-4-07 у відфільтрованому нікелем Cu K_α випромінюванні аноду та геометрії зйомки по Брегту-Брентано [12].

Результати досліджень та аналіз одержаних даних

Дериватограма на рисунку 1 відображає процеси, що відбуваються у фрезерному торфі при його нагріванні. Якщо провести умовну пряму лінію між початком відхилення кривої ДТА від горизонтальної прямої, яка є підтвердженням теплової рівноваги в системі в ізотермічному режимі (20 °С), до перетину з кривою в точці при 781 °С, що відповідає завершенню всіх термічних процесів, одержимо найбільш вірогідну передбачувану базову лінію дериватографа, щодо кривої ДТА [13]. Відхилення кривої ДТА нижче базової лінії вказує на наявність ендотермічних процесів, вгору – на екзотермічні. Виходячи з цього бачимо, що до 202 °С реєструється ендотермічний процес зневоднення торфу, після завершення якого розпочинається виділення теплоти пов'язане з термічним розкладанням органічних речовин, яке завершується при 688 °С. В інтервалі 688…781 °С спостерігаємо ендотермічний процес термічної дисоціації карбонатів.

Вподовж відмічених інтервалів температур маса зразка зменшується. Виходячи з ходу кривої (ДТГ), швидкість зменшення маси зразка в процесі термічної деградації органічних речовин змінюється в два етапи, що обмежені інтервалами 202…393 та 393…688 °С. На рисунку схематично показана ме-

тодика визначення температурних інтервалів зміни маси зразка, використовуючи криві ТГ та ДТГ. На першому етапі розкладається 46,31 % органіки з середньою швидкістю 0,023 %/с. На другому – середня швидкість розкладання зменшується до 0,015 %/с. В результаті видалення CO_2 при термічній дисоціації карбонатів, зменшення маси зразка складає 2,2 мг (або 1,68 % на суху масу). Результати визначення вологості, вмісту органічних речовин, карбонату кальцію та зольності торфу представлено в таблиці.

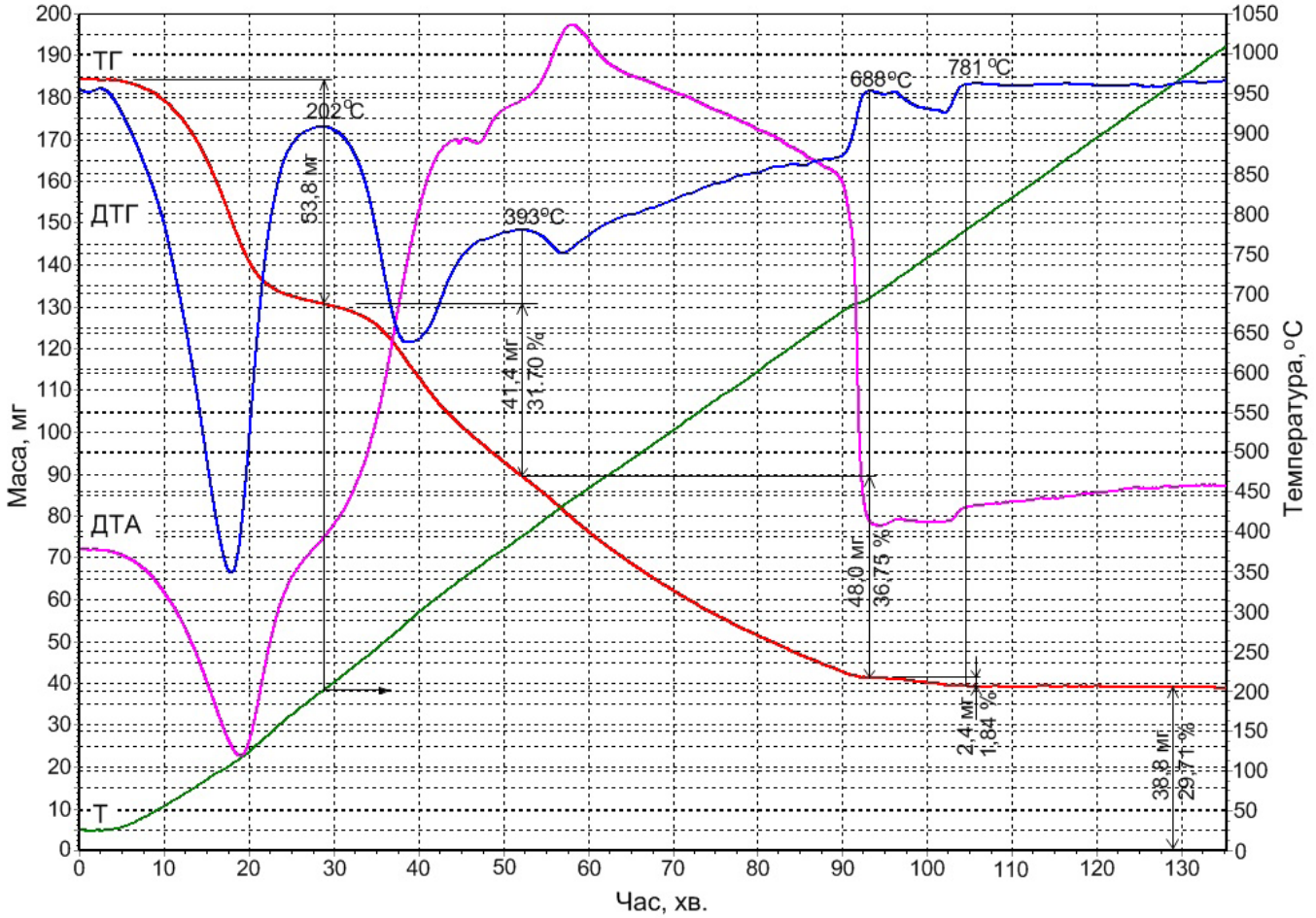


Рис. 1. Дериватограма фрезерного торфу. Маса зразка 184,4 мг.

Дериватографічні дослідження зразків ТЗТ, одержаних при різних температурах екстракції ГР, показали, що обробка торфу розчином NaOH призводить не тільки до утворення розчинних у воді гуматів (солей гумінових кислот), а і до якісних змін в органічних речовинах, що залишаються в ТЗТ (рис. 2 та 3). Термічне розкладання органічних речовин ТЗТ на відміну від органіки чистого торфу відбувається в більш широкому температурному інтервалі і проходить в три етапи. Так в ТЗТ, одержаного після екстракції ГР при 100 °С протягом 60 хв. (рис. 2), перший етап спостерігається в інтервалі 204…358 °С, другий – 358…599 і третій – 599…931 °С. Середня швидкість розкладання на цих етапах, відповідно складає 0,019, 0,011 та 0,012 %/с. Максимальної швидкості розкладання набуває при 293, 444 та 821 °С. Порівнюючи бачимо, що швидкість термічного розкладання органічних речовин торфу перевищує швидкість розкладання органічних речовин ТЗТ.

Зольність ТЗТ значно менша за зольність вихідного торфу (таблиця). Очевидно в результаті декантації частина мінеральних речовин в вигляді кварцового піску та залишків раковин молюсків видаляється з торфу, що і відображається на зольності ТЗТ. Проте вміст

золи в ТЗТ з підвищенням температури екстракції зростає, що пов'язане з більш глибокими процесами взаємодії лугу з компонентами торфу.

Збільшення температури взаємодії лугу з компонентами торфу в процесі екстракції ГР призводить до розширення температурного діапазону розкладання органічних речовин ТЗТ в високотемпературну область. Етапи термічного розкладання стають більш вираженими (рис. 3). Зниження швидкостей розкладання та розширення температурного діапазону свідчать про зміни, що відбуваються в якісному складі торфу при його обробці лугом. Ймовірно в результаті взаємодії лугу з органічними компонентами торфу одночасно утворюються як розчинні сполуки ГР з іоном Na+, так і не розчинні, що мають більшу термічну стійкість.

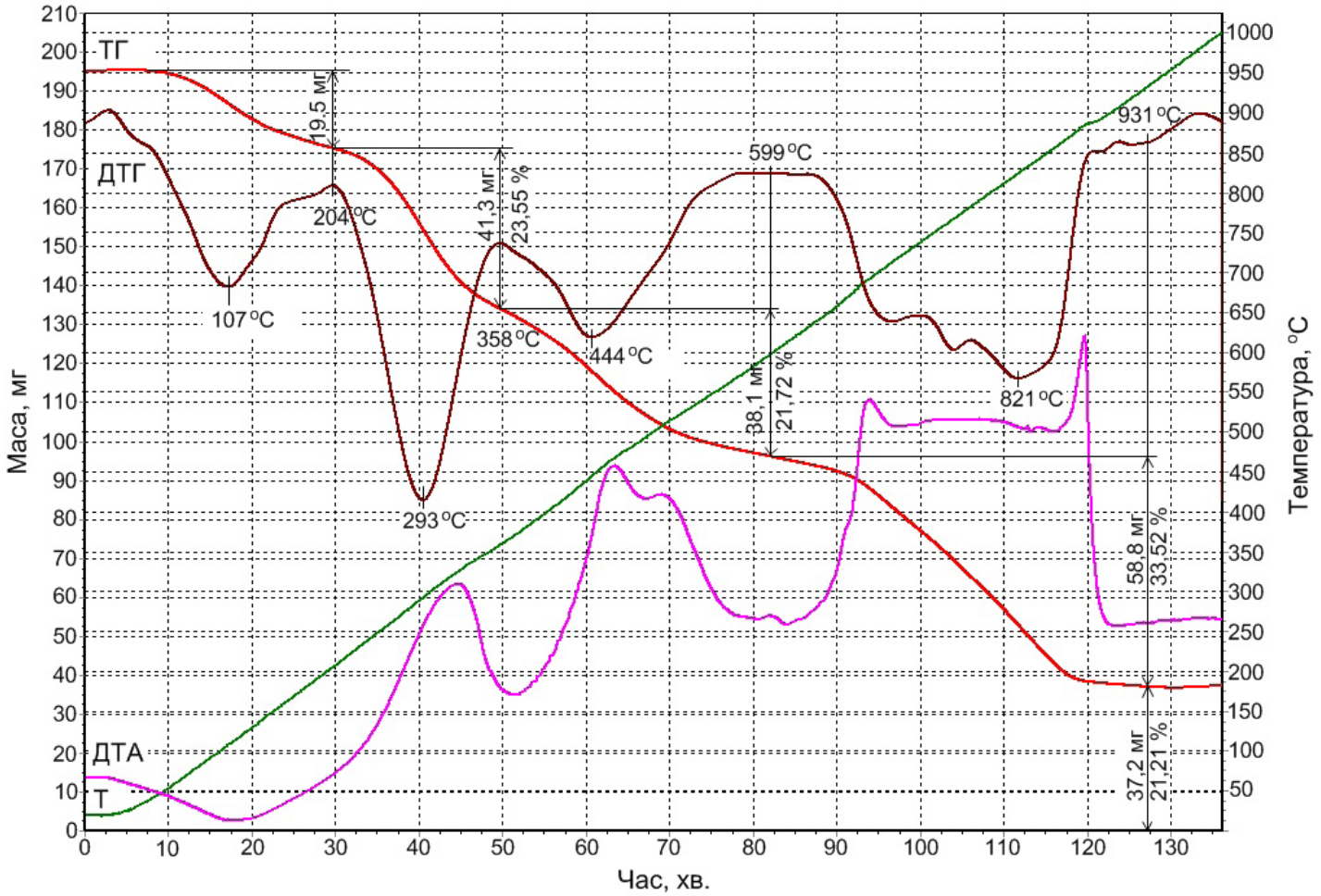


Рис. 2. Дериватограма твердого залишку фрезерного торфу після екстрагування ГР при 100 °С протягом 60 хв. Маса зразка 194,90 мг.

Таблиця

Паливо	Вологість, %	Вміст, % на суху масу		
		Органічні речовини	Карбонати (в перерахунку на $CaCO_3$)	Зола
Торф	29,18	68,28	4,18	29,73
ТЗТ після екстракції при 20 ^{0}С, 40 хв.	11,81	80,97	4,18	17,35

ТЗТ після екстракції при 80 ^{0}C, 40 хв.	8,32	79,55	4,18	19,10
ТЗТ після екстракції при 100 ^{0}C, 60 хв.	10,01	77,11	4,18	21,21

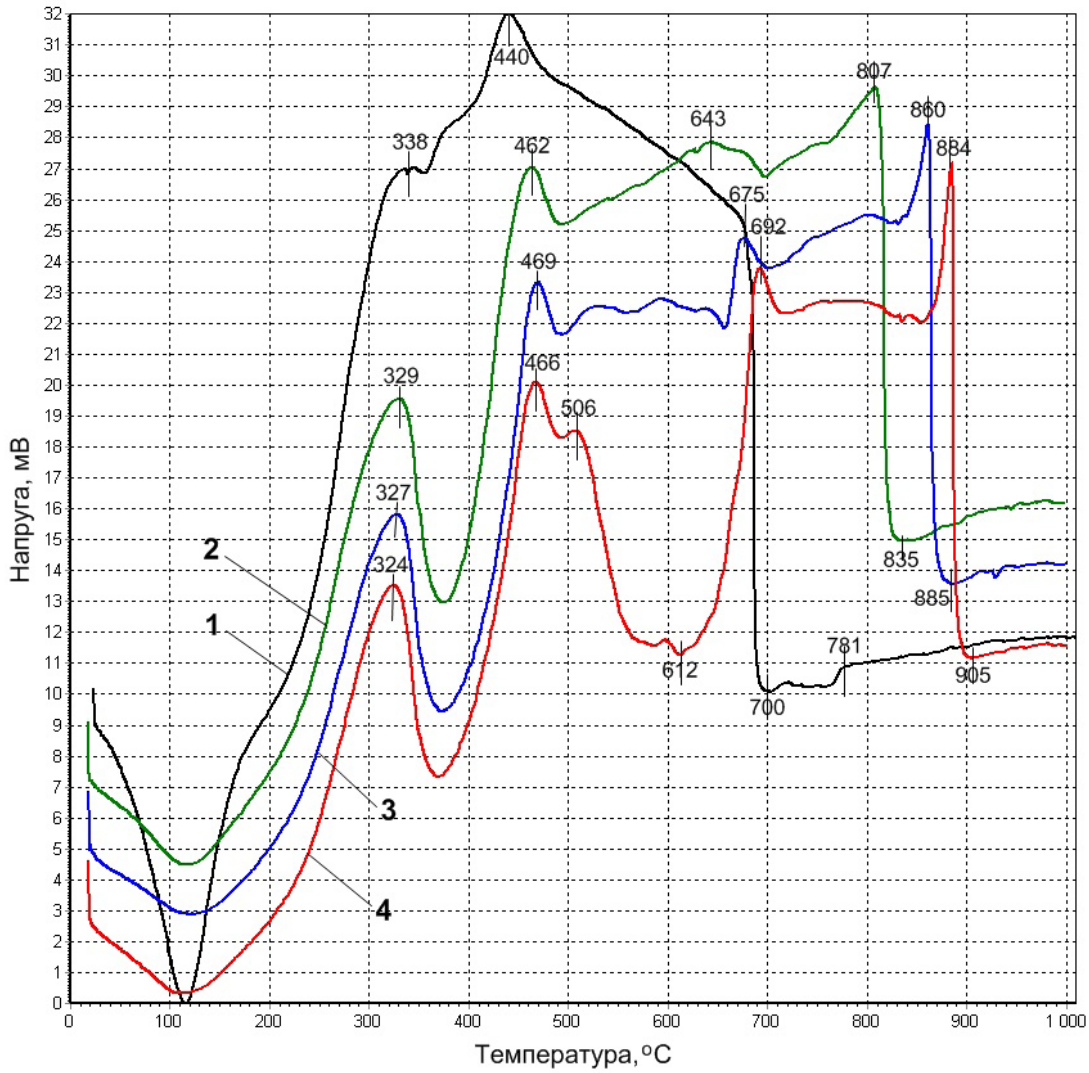


Рис. 3. Криві ДТА фрезерного торфу (1) та твердого залишку торфу після екстрагування ГР при 20 °С протягом 40 хв. (2), 80 °С протягом 40 хв. (3) та 100 °С протягом 60 хв. (4).

В фінальній частині екзотермічних процесів в ТЗТ спостерігається різке збільшення теплової потужності, що відображається в вигляді піків на кривих ДТА, максимуми температури яких зміщуються в область більш високих температур (807→ 860→ 884 °С) при підвищенні температури екстракції (рис. 3). Як видно з кривих ДТА, різке збільшення теплової потужності властиве тільки зразкам ТЗТ. Це свідчить про ймовірність утворення нових фаз, які формуються тільки після термічної дисоціації карбонату кальцію. Розкладання карбонату кальцію в ТЗТ відбувається в тому ж температурному інтервалі, що і в чистому торфі. Відображається воно на кривих ДТА в вигляді незначного прогину (рис. 3), як наслідок накладання ендотермічного процесу термічної дисоціації карбонатів на більш потужній екзотермічний процес термічного розкладання органічних сполук. В

зв'язку з одночасним протіканням в ТЗТ процесів термічного розкладання органічних речовин і карбонатів вміст органічних речовин (табл.) визначено шляхом корегування зміни маси зразків при умові рівності вмісту карбонатів як вихідному торфі так і в ТЗТ.

Перевірку допущення про утворення нових фаз було здійснено методом РФА. Порівняльний аналіз дифракційних даних дозволив простежити за зміною фазового складу ТЗТ, одержаних при різних температурах екстрагування ГР (рис. 4), та золи після термічного розкладання ТЗТ в печі дериватографа.

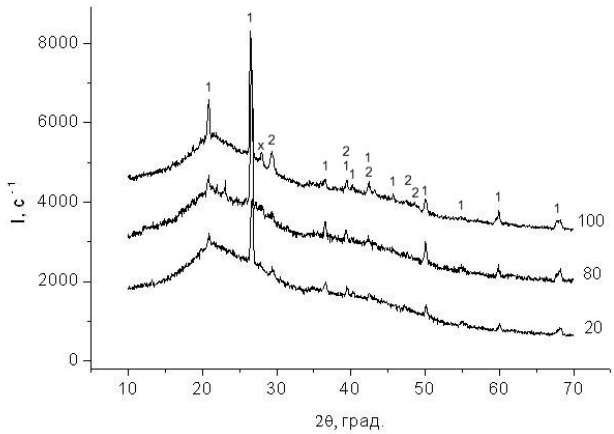


Рис. 4. Дифрактограми ТЗТ, отриманого після екстракції ГР при 20, 80 та 100 °С. Позначення: 1 – SiO_2; 2 – $CaCO_3$; х – неідентифікована фаза.

На дифрактограмах зразків ТЗТ (рис. 4) на фоні двох дифузних гало з максимумами в області 2θ = 20…25 та 35…45 град., відповідних аморфній складовій зразка, спостерігаються дифракційні піки. Міжплощинні відстані, що їм відповідають, дозволяють віднести частину з них до кристалічної фази кварцу (SiO_2) (JCPDS картка № 85-1054) та кальциту ($CaCO_3$) (JCPDS картка № 83-578). Серед кристалічних фаз кварц є переважаючою фазою, що видно з високого рівня інтенсивності його піків. Декілька піків не віднесені до певної фази. Зі збільшенням температури екстракції з 20 до 100 °С спостерігається зростання частки кристалічних речовин.

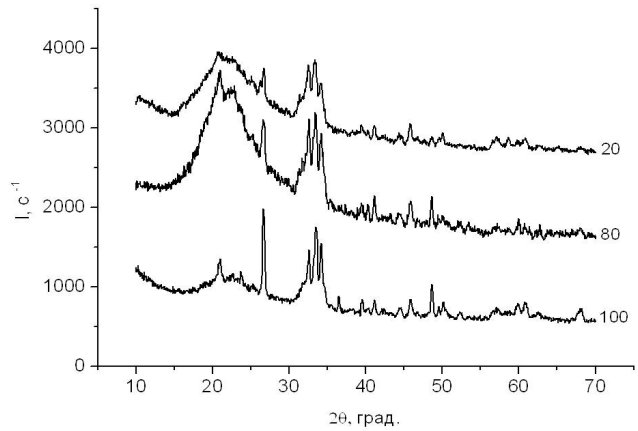


Рис. 5. Дифрактограми золи ТЗТ, отриманих після екстракції ГР при 20, 80 та 100 °С.

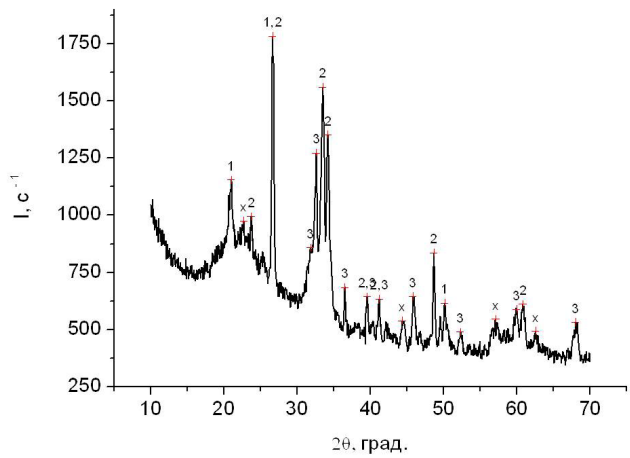


Рис. 6. Дифрактограма золи ТЗТ, отриманого після екстракції ГР при 100 °С. Позначення: 1 – SiO_2; 2 – $Na_2CaSi_3O_8$; 3 – Ca_2SiO_4; х – неідентифікована фаза.

На дифрактограмах зразків золи, одержаної в результаті нагрівання ТЗТ в печі дериватографа, крім піків кварцу, спостерігаються відбиття з високим рівнем інтенсивності, які можна віднести до силікатів складу $Na_2CaSi_3O_8$ і Ca_2SiO_4 (рис. 5). Тобто, при нагріванні ТЗТ до 1000 °С відбувається утворення, як міні-мум, двох силікатів: $Na_2CaSi_3O_8$ та Ca_2SiO_4. Зі збільшенням температури екстракції ГР до 100°С співвідношення силікатів збільшується убік $Na_2CaSi_3O_8$. Частина кварцу не вступає в реакції і залишається вільним. Розшифровка дифрактограм виконана на прикладі зразка золи, отриманої з ТЗТ після екстракції ГР при 100 °С, та приведена на рис. 6. В золі, одержаній після нагрівання зразків ТЗТ до

1000 °С, значно менший вміст кварцу і відсутнє відбиття кальциту, який в процесі термічної дисоціації перетворюється на CaO та CO_2. Замість оксиду кальцію та кварцу в тій же кількості утворюється нові кристалічні фази. Можна припустити, що в умовах лужного середовища, яке зберігається в залишку після обробки торфу NaOH, при високій температурі відбуваються реакції за участю CaO, SiO_2 та Na+ з утворенням нових фаз, що протікають екзотермічно. Реакції в карбонат-силікатних системах у присутності лужних сполук досить докладно досліджені при високому вмісті SiO_2 у шихті при виробництві скла. Показано можливість утворення силікатів кальцію при температурах нижче 1000 °С [14].

Утворення нових фаз може бути небезпечним при спалюванні лужного ТЗТ, одержаного з торфу з високим вмістом карбонату кальцію та кварцу, в топках теплогенераторів з колосниковими решітками через спікання золи.

Використовуючи криві ДТА, по методиці наведеній в [13] визначені умовні теплові ефекти екзотермічних процесів розкладання органічних речовин палив, та розраховані величини умовних питомих теплових ефектів (рис. 7).

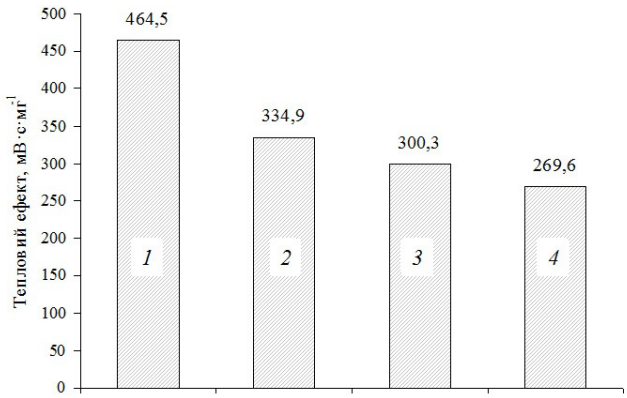


Рис. 7. Порівняння умовних питомих теплових ефектів термічного розкладання органічних речовин торфу (1) та ТЗТ після екстрагування гумусових речовин при 20 ºС протягом 40 хв. (2), при 80 ºС протягом 40 хв. (3) та при 100 ºС протягом 60 хв. (4).

З рисунка видно, що теплові ефекти термічного розкладання ТЗТ нижчі за тепловий ефект розкла-дання фрезерного торфу і залежать від температури екстракції. Залежність теплового ефекту термічного розкладання від температури екстрагування корелює з виходом розчинних солей гумусових кислот. При підвищенні температури екстракції з 20 до 100 °С вихід органічних речовин в екстракт збільшується. Чим менше залишається в ТЗТ органічних речовин після екстракції солей гумусових кислот з торфу (табл.), тим меншим є тепловий ефект термічної деструкції. Одержані значення теплових ефектів лежать за межами припустимої похибки визначення теплових ефектів в дериватографі.

На наш погляд, зсув температури останнього екзотермічного піку на кривих ДТА в сторону високих температур зі збільшенням температури екстрагування можна пояснити різним складом ТЗТ, що може привести до зміни швидкості і характеру взаємодії компонентів ТЗТ при високих температурах (в лужному середовищі) та відмінностей у фазовому складі золи.

Ймовірність спікання золи при спалюванні ТЗТ з високим вмістом карбонатів та кварцу і зниження теплового ефекту розкладання ТЗТ в порівнянні з чистим торфом змушує розглядати ТЗТ як добавку до основного палива. Дериватографічні дослідження сумішей торфу з ТЗТ показали, що такий підхід є раціональним. В торф'яних сумішах з вмістом ТЗТ 10, 30 та 50 % утворення нових фаз не зареєстровано (рис. 8). Внаслідок зменшення загальної лужності суміші температурний інтервал розкладання органічних речовин звужується з 551 до 514 °С, а температура завершення розкладання зменшується з 750 °С при 50 % ТТЗ до 708 °С при 10 % ТЗТ.

Висновки

Термічний аналіз фрезерного торфу та твердого залишку торфу після екстрагування гумусових речовин показав, що термічне розкладання залишку проходить в більш широкому температурному інтервалі, величина якого прямо залежить від температури екстракції.

По вмісту органічних речовин у фрезерному торфі та твердому залишку торфу можна стверджувати, що вихід солей гумусових кислот мало залежить від температури екстракції.

Термічний та рентгенофазовий аналізи показали, що в процесі нагрівання екстракційного твердого залишку торфу в інтервалі

800…900 °С утворюються кристалічні фази, як результат взаємодії в лужному середовищі оксиду кальцію, кварцу та іону натрію.

Утворення нових кристалічних фаз може бути небезпечним при спалюванні лужного екстракційного твердого залишку з високим вмістом карбонату кальцію та кварцу в топках теплогенераторів з колосниковими решітками через шлакування (спікання) золи.

В зв'язку з переходом у розчин частини органічних речовин торфу при обробці його лугом умовний питомий тепловий ефект термічного розкладання твердого екстракційного залишку торфу менше за тепловий ефект розкладання торфу.

Використання твердого екстракційного залишку торфу як палива потребує підвищення його теплотворної здатності та зниження небезпеки утворення нових фаз шляхом виготовлення композиційних палив з додаванням чистого торфу, або деревини, твердих побутових і промислових відходів та інших палив з вищою теплотворною здатністю та низькою зольністю. На торфобрикетному заводі ця проблема може бути вирішена дозуванням екстракційного залишку торфу в основний технологічний потік.

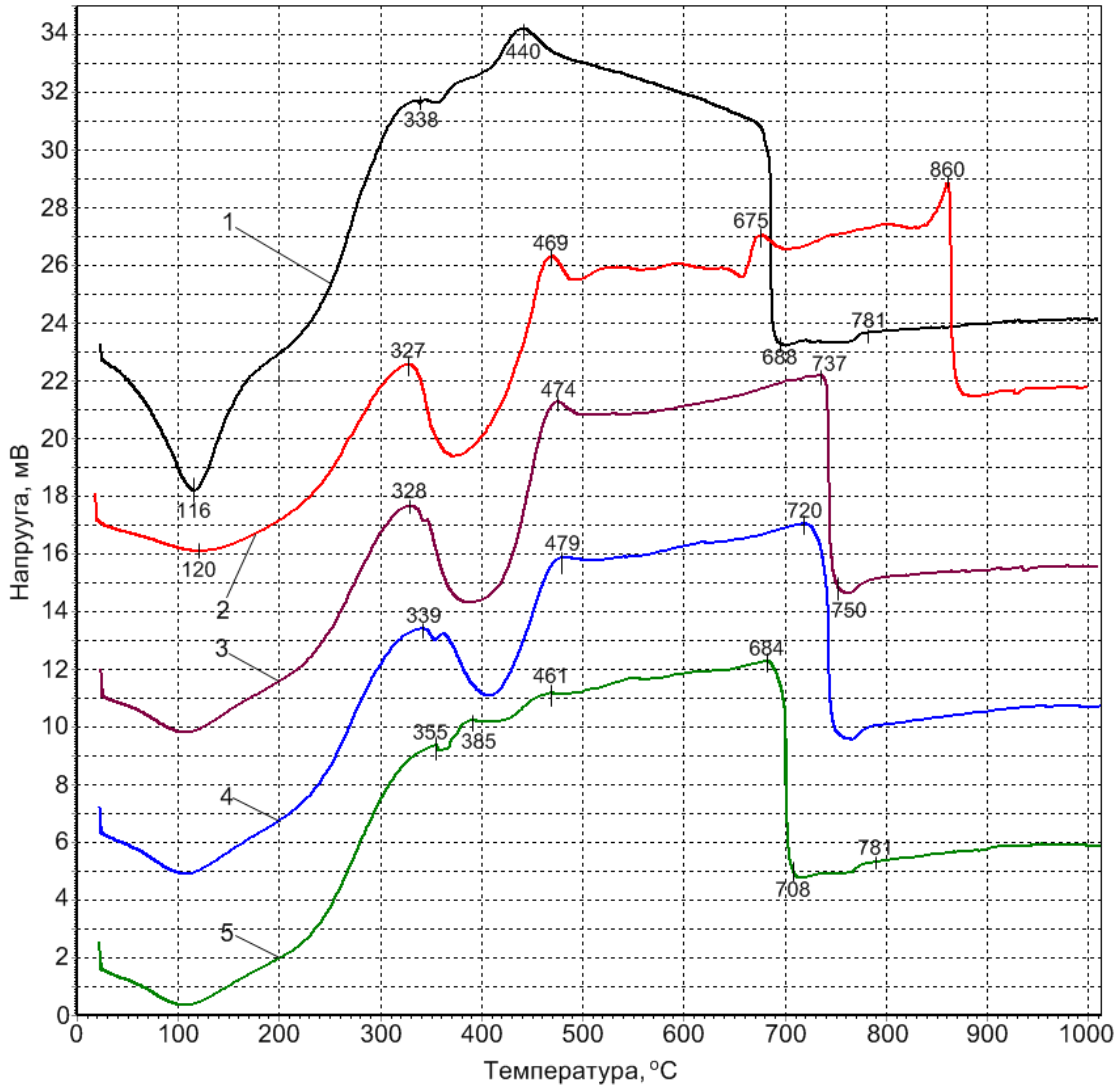


Рис. 8. Криві ДТА торфу (1), ТЗТ після екстрагування гумусових речовин при 80 °С (2), сумішей торфу з ТЗТ в кількості 50 (3), 30 (4) та 10 % (5) до маси суміші.

ЛІТЕРАТУРА

1. *Горовая А.И., Орлов Д.С., Щербенко О.В.* Гуминовые вещества. – Киев: Наукова думка, 1995. – 304 с.

2. Гуминовые вещества в биосфере / Под ред. Д.С. Орлова. М.: Наука, 1993. – 238 с.

3. Гуминовые удобрения. Теория и практика их применения / Отв. ред. В.П. Попов. – Киев: Государственное издательство сельскохозяйственной литературы, 1962. – 649с.

4. *Перминова И. В.* Гуминовые вещества - вызов химикам XXI века // Химия и жизнь. – 2008. – №1, – С. 51 – 55.

5. *Чайка О.І., Гоженко Л.П., Іваницький Г.К., Корінчук Д.М.* Інтенсифікація процесу диспергування низинного торфу із застосуванням пульсаційного диспергатора // Промышленная теплотехника 2013, т. 35, № 5. – С. 22 – 28.

6. Дериватограф системы Паулик Ф., Паулик Й., Эрдеи Л. Теоретические основы. Венгерский оптический завод. – Будапешт. – 1974. – 146 с.

7. *Рабинович В.А., Хавин З.Я.* Краткий химический справочник. Издание 2-е, исправленное и дополненное. Под общей редакцией канд. хим. наук В.А.Рабиновича. – Изд-во «Химия», Ленинградское отделение, 1978. – 392 с.

8. *Михайлик В.А., Снєжкин Ю.Ф., Белинский В.Т.* Применение дериватогафа для исследования влияния предварительной термической обработки на кинетику сушки растительного сырья. Тезисы IV Международной конференции «Проблемы промышленной теплотехники». 26-30 сентября 2005г. Киев, Украина. – С. 349 – 350.

9. *Глущенко И.М.* Термический анализ твердых топлив. – М.: "Металлургия", 1968. – 192 с.

10. *Топор Н.Д., Огородникова Л.П., Мельчакова Л.В.* Термический анализ минералов и неорганических соединений. – М.: Изд-во МГУ, 1987. – 190 с.

11. *Бойко Е.А.* Комплексный термический анализ твердых органических топлив: Монография (2-е издание, переработанное и дополненное). Красноярск: Красноярский государственный технический университет. – 2006. – 407 с.

11. *Михайлик В.А., Снєжкин Ю.Ф., Белинский В.Т.* Применение дериватогафа для исследования влияния предварительной термической обработки на кинетику сушки растительного сырья. Тезисы IV Международной конференции «Проблемы промышленной теплотехники». 26-30 сентября 2005г. Киев, Украина. – С. 349 – 350.

12. *Горелик С.С., Скаков Ю.А.,* Расторгуев Л.Н. Рентгенографический и электронно-оптический анализ. Учебное пособие для вузов, 4-е издание. – М.: Изд-во Национального исследовательского технологического университета „МИСиС“, 2002. – 359 с.

13. *Михайлик В.А., Снєжкін Ю.Ф., Корінчук Д.М.* Термічне розкладання гранул палива на основі торфу та деревини // Промышленная теплотехника, – 2014. – Т. 36, – № 2. – С. 13 – 21.

14. Превращения в карбонат-силикатных системах. [Электронный ресурс] Мастерская Своего Дела [сайт]. Режим доступа: http://msd.com.ua/obzhig-cementnogo-klinkera/prevrashheniya-v-karbonat-silikatnyx-sistemax/.

STUDY OF THE THERMAL PROPERTIES OF SOLID RESIDUES OF MILLED PEAT AFTER THE HUMUS SUBSTANCES EXTRACTION

Mykhailyk V.A.[1], Snezhkin Yu.F.[1], Oranska O.I.[2], Korinchevska T.V.[1], Korinchuk D.M.[1]

[1]Institute of Engineering Thermophysics of National Academy of Sciences of Ukraine, 2a Zhelyabova Str., Kyiv, 03680, Ukraine

[2]Chuiko Institute of Surface Chemistry of National Academy of Sciences of Ukraine, 17 General Naumov Str., Kyiv, 03164, Ukraine

The present research was aimed at evaluation of the thermal properties of solid alkaline residue of milled peat after extraction of humus substances to determine conformity with its requirements fuels. The thermal gravimetric and differential thermal analysis (TGA&DTA) and X-ray diffraction were used for these purposes. It was shown that the temperature ranges of thermal decomposition of organic substances in the residue considerably wider than those of the peat, and there values are directly depend on the extraction temperature. It was found that at high temperature in the presence of calcium oxide, silicon dioxide, and sodium ions in the residue the solid phases with the following composition $Na_2CaSi_3O_8$ and Ca_2SiO_4 were appeared. These new solid substances can scarify ash during combustion in the furnaces with fire-grate. The thermal effects during the thermal decomposition of organic matter and peat residue were compared. It was demonstrated that conventional specific heat effect of the thermal decomposition of the residue is less than the thermal effect of the original peat. These residues may be used as a component of composite fuel with a high calorific value and low ash content. The method of using the residue as fuel for peat briquette factories was proposed.

References 14, table 1, fig. 8.

Key words: thermal gravimetric and differential thermal analysis (TGA&DTA), X-ray analysis, peat, humus substances, thermal decomposition.

1. *Gorovaja A.I., Orlov D.S., Shherbenko O.V.* Humic substances. – Kiev: Naukova dumka, 1995. – 304 p. (Rus.).

2. Humic substances in the biosphere / Pod redakciej D.S. Orlova. – Moskva: Nauka, 1993. – 238 p. (Rus.).

3. Humic fertilizers. Theory and practice of their application / Otvetstvennyj redaktor V.P. Popov. – Kiev: Gosudarstvennoe izda-telstvo selskohozjajstvennoj literatury, 1962. – 649 p. (Rus.).

4. *Perminova I.V.* Humic substances – a challenge to chemists of the XXI century // Khimia i zhizn. – 2008. – №1, – P. 51 – 55. (Rus.).

5. *Chaika A.I., Horenko L.P., Ivanitskiy G.K., Korinchuk D.N.* The intensification of the process of dispersing lowland peat using pulsating dispersant // Promyshlennaya teplotekhnika, 2013, T. 35, № 5, P. 22 – 28. (Uкr.).

6. Derivatograph systemi Paulik F., Paulik J., Erdei L. Theoretical foundations. Vengerskyi optisheskyi zavod. – Budapesht, 1974. – 146 p. (Rus.).

7. *Rabinovich V.A.,Havin Z.Ia.* Brief chemical directory. Izdanie 2, ispravlennoe i dopolnennoe. Pod obshei redakciey V.A. Rabinovicha. – Izdatelstvo «Khimia», Leningradskoe otdelenie, 1978. – 392 p. (Rus.).

8. *Mykhailyk V.A., Snezhkin Yu.F., Belinsky V.T.* Application of derivatograph to investigate the influence thermal pretreatment on the kinetics of drying plant materials. Tezisi IV Mezdunarodnoi konferencii «Problemi promishlennoi teplotechniki». 26-30 septem-ber 2005. Kiev, Ukraine. – P. 349 – 350. (Rus.).

9. *Gluschenko I.M.* Thermal analysis of solid fuels. – Moskva: «Metallurgia», 1968. – 192 p. (Rus.)

10. Topor N.D., Ogorodnikova L.P., Melchakova L.V. Thermal analysis minerals and inorganic compounds. – Moskva: Izdatelstvo MGU, 1987. – 190 p. (Rus.).

11. *Boyko E.A.* Comprehensive thermal analysis of solid fossil fuels: Monograph (2nd edition, revised and enlarged). Krasnoiarsk: Krasnoiarskii gosudarstvennii tehnisheskii universitet, 2006. – 407 p. (Rus.)

12. *Gorelik S.S., Skakov Yr. A., Rastorguev L.N.* X-ray and electronoptical analysis. Ushebnoe posobie dla vuzov, 4-e izdanie. – Moskva.: Izdatelstvo

Nacionalnogo issledovatelskogo tehnologisheskogo universiteta „MISiS“, 2002. – 359 p. (Rus.).

13. *Mykhailyk V.A., Snezhkin Yu.F., Korinchuk D.N.* Thermal decomposition of pellet fuels based on peat and wood // Promyshlennaya teplotekhnika, – 2014. – T. 36, – № 2. – C. 13 – 21. (Uкr.).

14. Conversion into the carbonate-silicate systems. [Elektronniy resurs] Masterskay Svoego Dela [sayt]. Rezhim dostupa: http://msd.com.ua/obzhig-cementnogo-klinkera/prevrashheniya-v-karbonat-silikatnyx-sistemax/.

Получено 03.03.2015
Received 03.03.2015

УДК 620.92

БИОЭНЕРГЕТИКА В УКРАИНЕ: СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ. ЧАСТЬ 2

Гелетуха Г.Г., канд. техн. наук, **Железная Т.А.,** канд. техн. наук, **Кучерук П.П., Олейник Е.Н., Трибой А.В.**

Институт технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев, 03680, Украина

Розглянуто сучасний стан вико-ристання біомаси для виробництва енергії в Україні. Визначено основні напрямки реалізації біоенергетичного потенціалу. Проаналізовано існуючі бар'єри для розвитку біоенергетики в країні. Запропоновано комплекс заходів для подолання бар'єрів та стимулювання впровадження біоенергетичних технологій в Україні.

Рассмотрено современное состоя-ние использования биомассы для производства энергии в Украине. Определены основные направления реализации биоэнергетического потенциала. Проанализированы существующие барьеры для развития биоэнергетики в стране. Предложен комплекс мер по преодолению барьеров и стимулированию внедрения биоэнергетических технологий в Украине..

The paper considers current use of biomass for energy production in Ukraine. Main paths for bioenergy potential implementation in Ukraine are determined. The existing barriers to bioenergy development in Ukraine are analyzed. The paper suggests integrated measures for overcoming the barriers to bioenergy development and encouraging introduction of bioenergy technologies in Ukraine.

Библ. 9, табл. 5.

Ключевые слова: биомасса, биотопливо, биогаз, биоэнергетика, потенциал биомассы, "зеленый" тариф.

БГУ – биогазовая установка;
ВИЭ – возобновляемые источники энергии;
ГЭС – гидроэлектростанция;
ЖКХ – жилищно-коммунальное хозяйство;
КГУ – когенерационная установка;
НКРЭ – Национальная комиссия, осуществляющая государственное регулирование в сфере энергетики;
ТЭЦ – теплоэлектроцентраль;
ТЭС – тепловая электростанция;
ТБО – твердые бытовые отходы;
ЭС – электростанция;
н.д. – нет данных;
н.э. – нефтяной эквивалент;
э/э – электроэнергия.

Нижние индексы:
э – электрический;
т – тепловой.

Направления развития биоэнергетики в Украине

Для Украины биоэнергетика является одним из стратегических направлений развития сектора возобновляемых источников энергии, учитывая высокую зависимость страны от импортных энергоносителей, в первую очередь, природного газа, и большой потенциал биомассы, доступной для производства энергии. К сожалению, темпы развития биоэнергетики в Украине до сих пор существенно отстают от европейских. На сегодняшний день доля биомассы в общей поставке первичной энергии в стране составляет лишь 1,2 % [1], а в валовом конечном энергопотреблении (по оценке авторов) – 1,78 %.

Ежегодно в Украине для производства энергии используется около 2 млн. т у.т./год биомассы различных видов. При этом основной вклад вносит древесина – ее доля в структуре годового потребления биомассы составляет почти 80 % (табл. 1). На древесину приходится и самый высокий процент использования экономически целесообразного потенциала – 80 %, тогда как для других видов биомассы (за исключением лузги подсолнечника) этот показатель на порядок ниже. Наименее активно (на уровне 1 %) реализуется энергетический потенциал соломы зерновых культур и рапса.

Табл. 1. Использование биомассы и биотоплив для производства энергии в Украине (2012 г.)*

Вид биомассы (биотоплива)	Годовой объем потребления**		Доля в годовом оъеме потребления	Доля использования экономическиого потенциала
	натуральные единицы	тыс. т у.т.		
Солома зерновых культур и рапса	84 тыс. т	43	2,0 %	1,0 %
Дрова (население)	1,7 млн. м3	413	19,0 %	
Древесная биомасса (кроме потребления населением)	3,8 млн. т	1296	59,6 %	
Лузга подсолнечника	627 тыс. т	343	15,8 %	42 %
Биоэтанол	52 тыс. т	48	2,2 %	6,7 %
Биодизель	~0	~0	~0	~0
Биогаз из отходов с/х	20 млн. м3	12	0,6 %	3,9 %
Биогаз с полигонов ТБО	26 млн. м3	18	0,8 %	6,8 %
Всего		**2173**	**100 %**	

* Экспертная оценка авторов

** Для производства энергии в Украине. Экспорт гранул/брикетов из биомассы не учитывается

Динамика развития сектора ВИЭ во многом определяется наличием механизмов его стимулирования. На сегодня одним из немногих действенных инструментов поддержки возобновляемой энергетики в стране является «зеленый» тариф на электроэнергию, произведенную из ВИЭ, в том числе из биомассы. Согласно данным НКРЭ, на 1 мая 2014 года в секторе биоэнергетики «зеленый» тариф получили 5 компаний, производящих электроэнергию из биомассы и 5 объектов, работающих на биогазе (табл. 2). Для всех производителей величина «зеленого» тарифа составляет 12,39 евроцентов/кВт·час, что эквивалентно 194,85 коп./кВт·час без НДС на 01.05.2014 [2].

Табл. 2. Энергетические объекты в секторе биоэнергетики, имеющие «зеленый» тариф на произведенную электроэнергию (на 01.05.2014)

№	Энергогенерирующая компания, место расположения	Энергетическая установка	Дата установ ления «зеленого» тарифа
	Производители электроэнергии из биомассы		
1	ООО «Биогазэнерго» (1-я очередь ТЭС) пгт. Иванково, Киевская обл.	ТЭС 6 МВтэ на древесной биомассе*	01.12.2013
2	ООО «АПК «Евгройл», г. Николаев	ТЭЦ 5 МВтэ на лузге подсолнечника (основное топливо) и древесной щепе	01.01.2014
3	ПАО «Кировоградолия», г. Кировоград	ТЭЦ на лузге подсолнечника 1,2 $МВт_Э$ + 33,6 $МВт_Т$	01.01.2010

4	ООО «Комбинат Каргилл», г. Донецк	ТЭЦ на лузге подсолнечника 2 $МВт_э$ + 15 $МВт_т$	01.01.2013
5	ООО «Смелаэнергопромтранс» г. Смела, Черкасссская обл.	ТЭЦ на древесной биомассе 6 $МВт_э$ + 10 $МВт_т$	01.06.2010
	Производители электроэнергии из биогаза		
6	ООО «ЛНК», полигон ТБО на территории Глубочецкого сельсовета Бориспольского района Киевской обл.	КГУ на биогазе с полигона ТБО 1,06 $МВт_э$	01.04.2012
7	ООО "ЛНК", полигон ТБО в административных границах Подгорцевского сельсовета Обуховского района Киевской обл. (2-я очередь объекта Подгорцы Л-31 и объект Подгорцы Л-51)	КГУ на биогазе с полигона ТБО 1,9 $МВт_э$	01.11.2013
8	ООО «ЛНК», полигон ТБО на территории Рожевского сельсовета Броварского района Киевской обл.	КГУ на биогазе с полигона ТБО 1,06 $МВт_э$	01.05.2014
9	ЧАО «Орель-Лидер» (птицефабрика, 1-я очередь объекта), с. Елизаветовка, Днепропетровская обл.	БГУ на птичьем помете и силосе 5 $МВт_э$	01.12.2013
10	ООО «ТИС-Эко» (полигон ТБО)	КГУ на биогазе с полигона ТБО 170 $кВт_э$	01.09.2013
* Объект планируется к запуску в 2014 году			

Основными направлениями реализации энергетического потенциала биомассы и биогаза в Украине являются производство тепловой и электрической энергии. Соответствующие концепции развития энергогенерации на биомассе/биогазе до 2020 г. и 2030 г. были разработаны специалистами Института технической теплофизики НАН Украины [3-5].

При существующих ценах на ископаемые топлива (в первую очередь, природный газ), тепловую энергию и на биомассу внедрение котлов на биотопливе для производства тепловой энергии является экономически целесообразным и может рекомендоваться для объектов теплоэнергетики в промышленном и бюджетном секторах. Реализация таких проектов в жилищно-коммунальном хозяйстве находится сегодня на грани рентабельности. Срок окупае-мости проектов по внедрению котлов на древесине и соломе составляет 2…3 года для промышленного и бюджетного секторов и 8…10 лет – для ЖКХ.

До 2020 года биомасса может заместить около 3,5 млрд. $м^3$/год природного газа для производства тепловой энергии в Украине, а до 2030 года – 7,5 млрд. $м^3$/год (табл. 3). Одним из ключевых положений концепции является постепенное увеличение доли мощностей ТЭЦ на биомассе и твердых бытовых отходах. Для 2030 оптимальным представляется такое распределение тепловых мощностей: ТЭЦ: на биомассе – 25 %, ТЭЦ на ТБО – 10 %, котельные и бытовые котлы – 65 %.

В секторе электроэнергии мощность объектов на биомассе может составить более 530 $МВт_э$ до 2020 года и более 2100 $МВт_э$ до 2030 года. Прогнозируется, что в структуре электрической мощности значительные доли будут приходиться на ТЭЦ на биомассе, когенерационные установки на биогазе и электрогенерацию путем совместного сжигания биомассы с углем на существующих угольных электростанциях.

Согласно предложенной концепции развития тепловой и электрической биогенерации в Украине, доля биомассы в общем производстве тепловой энергии составит 14 % в 2020 г. и 32 % в 2030 г., а в

Табл. 3. Ключевые показатели концепции производства тепловой энергии из биомассы в Украине [3]

Показатели	**2011**	**2020**	**2030**
Потребление первичных энергоресурсов, млн. т у.т	180,7	212,8	238,1
Доля биомассы в общем потреблении энергии	1,24 %	3 %	7 %
млн. т у.т.	2,24	6,4	16,7
Доля биомассы в валовом конечном энергопотреблении	1,78 %	4,3 %	10 %
Установленная мощность биоэнергетического оборудования для производства тепловой энергии, $МВт_Т$	3586	7665	17150
распределение мощности::			
ТЭЦ на биомассе	1 %	13 %	25 %
ТЭЦ на ТБО	-	2 %	10 %
котельные, бытовые котлы и печи на биомассе	99 %	85 %	65 %
Объём биомассы для производства тепловой энергии, млн. т у.т.	2,16	4,29	8,84
доля от потенциала биомассы	6,4 %	13 %	26 %
Общее производство тепловой энергии, млн. Гкал	232	250	271
Доля биомассы в общем производстве тепловой энергии	6 %	14 %	32 %
млн. Гкал	13,9	35	86,7
Замещение потребления природного газа для производства тепловой энергии, млрд. $м^3$/год	1,67	3,5	7,5
доля от общего объёма потребления природного газа	2,9 %	7 %	15 %

производстве электроэнергии – 1 % и 4 %, соответственно. При этом вклад биомассы в валовое конечное энергопотребление страны может достичь 4,3 % в 2020 г. и 10 % в 2030 г. (табл. 4).

Предложенная концепция развития биоэнергетики хорошо согласуется с основными положениями проекта Национального плана действий по возобновляемой энергетике [6]. Этот План был разработан Государственным агентством по энергоэффективности и энерго-сбережению Украины в рамках выполнения страной ее обязательств, как члена Энергетического Сообщества. Согласно проекту Национального плана действий по ВИЭ, доля энергии из возобновляемых источников в валовом конечном потреблении энергии Украины в 2020 году должна составлять 11 % (табл. 5).

Еще одним важным документом, в котором прописана динамика развития сектора ВИЭ, является обновленная Энергетическая стратегия Украины на период до 2030 года [7], утвержденная в

Табл. 4. Доля биомассы в производстве и потреблении энергии в Украине до 2030 года (концепция специалистов ИТТФ НАН Украины)

Показатели	2011 (факт)	Прогноз			
		2015	2020	2025	2030
Доля биомассы в валовом конечном энергопотреблении	1,78 %	2,2 %	4,3 %	7,2 %	10 %
Доля биомассы в производстве тепловой энергии	6 %	8 %	14 %	22 %	32 %
Доля биомассы в производстве электроэнергии	0,01 %	0,2 %	1 %	2,2 %	4 %
Замещение природного газа, млрд. м3/год	1,67	1,85	3,5	5,5	7,5

Табл. 5. Ключевые показатели ВИЭ в различных секторах до 2020 года [6]

Показатели	2009	2013	2014	2015	2016	2017	2018	2019	2020
ВИЭ – отопление, %	3,4	6,0	6,5	7,1	8,0	8,8	9,7	10,8	12,2
в т.ч. биомасса, тыс. т н.э.	1433	2480	2550	2680 (1701*)	2900	3100	3350	3650	4000 (3303*)
ВИЭ – производство э/э, %	7,1	7,2	7,6	8,3	8,7	9,4	10,2	10,9	11,5
в т.ч. биомасса, $МВт_э$	0	н.д.	н.д.	110 (112*)	н.д.	н.д.	355	н.д.	530 (533*)
ВИЭ – транспорт, %	1,5	2,3	4,1	5,0	6,5	7,5	8,2	9,0	10,0
в т.ч. биотоплива, тыс. т н.э.	0	30	110	150	220	265	300	340	390
Общая доля ВИЭ в ВКЭ, %	3,8	5,6	6,1	6,8	7,5	8,2	9,0	9,9	11,0
* Данные концепции ИТТФ НАН Украины									

2013 году. Согласно Стратегии, доля ВИЭ (с учетом больших ГЭС) в произ-водстве электроэнергии составит 10,6 % в 2020 г. и 9,9 % в 2030 году. Запланированный показатель 2020 года согласуется с аналогичным показателем проекта Национального плана действий по ВИЭ (11,5 %).

Относительно сектора биоэнергетики в Энергетической стратегии приведено лишь несколько общих цифр. Так, отмечено, что по разным оценкам потенциальная установленная мощность в сегменте биоэнергетики может составлять 10…15 ГВт тепловых и 1…1,5 ГВт электрических. При этом разбивка мощностей объектов тепловой и электрической генерации по годам и по видам биомассы не приведена. Также отсутствуют данные по запланированной доле биомассы в энергетическом балансе страны, что существенно затрудняет анализ перспектив развития сектора. Подробные данные в Стратегии представлены только жидким биотопливам – биоэтанолу и биодизелю. Они согласуются с показателями проекта Национального плана действий по ВИЭ.

Следует заметить, что относительно жидких биотоплив первого поколения позиция авторов является довольно критической. Считаем направление бизнеса по производству и использованию биоэтанола и биодизеля в Украине достаточно рискованным и требующим создания соответствующих рамочных условий.

Гораздо более перспективным представляется направление получения и использования биогаза в Украине. В случае совместного сбраживания отходов с силосом кукурузы объем рынка биогазовых установок предприятий агропромышленного комплекса Украины (фермы крупного рогатого скота и свинофермы, птицефабрики, сахарные, спиртовые и пивные заводы) оценивается примерно в 1600 установок с мини-ТЭЦ мощностью от 100 $кВт_э$. Общая установленная мощность БГУ может составить около 820 $МВт_э$ и 1100 $МВт_т$. При этом предполагается, что 2/3 этих мощностей будет обеспечиваться за счет биогаза из силоса кукурузы, а 1/3 – собственно из отходов. Также предполагается, что в краткосрочной (до 2020 г.) и среднесрочной (до 2030 г.) перспективе целесообразно освоить около 10 % и 50 % экономически целесообразного рынка БГУ, соответственно. При общих инвестициях 15 млрд. грн. в более чем 800 биогазовых установок до 2030 г, объем вырабатываемого биогаза может составить около 1,0 млрд. $м^3$ CH_4/год.

Для увеличения потенциала и реализации коммерческих энергетических биогазовых проектов важно стимулировать производство биогаза, полученного не только из органических отходов, но и с использованием специально выращенного растительного сырья. При использовании 3 % общей площади пахотных земель Украины (что соответствует 1 млн. га) под выращивание силоса кукурузы с консервативной величиной урожайности 30 т/га и выходом метана 100 $м^3$ на тонну силоса можно получить 3,3 млрд. $м^3$ CH_4/год (3,68 млн. т у.т./год). При повышенной урожайности 40 т/га и

выходе метана 115 м^3/т результат составит 5,1 млрд. м^3 CH_4/год (6,2 млн. т у.т./год).

Существующие барьеры для развития биоэнергетики в Украине

Детальный анализ барьеров для развития биоэнергетики в Украине приведен в работах [8, 9]. В данной статье кратко отметим следующее. В Законе Украины «Об электроэнергетике» содержится некорректное («узкое») определение термина «биомасса», согласно которому биомассой считаются только отходы сельского хозяйства, лесного хозяйства и технологически связанных с ними отраслей промышленности, а продукты – нет. При таком определении к биомассе не будут отнесены наиболее распространенные на практике ее виды, в частности дрова, гранулы, брикеты, древесная щепа и энергетическая ива как топливо для ТЭЦ/ТЭС на биомассе, а также силос кукурузы в качестве сырья для биогазовых установок. Все эти виды биомассы не смогут быть квалифицированы как «отходы».

Кроме того, требование к «местной составляющей» проектов, претендующих на получение «зеленого» тарифа, является необоснованно высоким, а коэффициенты «зеленого» тарифа на электроэнергию из биомассы и биогаза – недостаточными для динамичного развития отрасли. Согласно информации Госэнергоэффективности Украины, на 01.05.2014 установленная мощность объектов электрогенерации на ВИЭ (количество объектов) составляли: солнечные ЭС – 807,2 МВт$_э$ (86), ветровые ЭС – 480 МВт$_э$ (20), малые ГЭС – 77,3 МВт$_э$ (94), ЭС на биомассе – 17,2 МВт$_э$ (5), ЭС на биогазе – 8,5 МВт$_э$ (5). Из приведенных данных видно насколько слабее развита генерация электроэнергии из биомассы/биогаза по сравнению с другими возобновляемыми источниками энергии в Украине.

Отдельной серьезной проблемой является субсидирование государством цен на газ и тепловую энергию для населения и ЖКХ. В 2013 г. тепловая энергия для населения в ЖКХ была произведена из российского газа, закупаемого по цене более 400 \$/1000 м^3, и продаваемого предприятиям ЖКХ по 1309 грн./1000 м^3. Из продажной цены собственно цена газа составляет 770 грн./1000 м^3, что более чем в 4,5 раза дешевле цены закупки. Для компенсации этой разницы государственный бюджет субсидировал НАК «Нефтегаз Украины» в объеме порядка 25…30 млрд. м^3/год.

Средний тариф на тепловую энергию, произведенную из газа в ЖКХ для продажи населению, составлял 229,5 грн./Гкал без НДС (данные Национальной комиссии, осуществляющей государственное регулирование в сфере коммунальных услуг). Если бы эта тепловая энергии производилась из газа по рыночной (несубсидированной) цене, ее средний тариф составлял бы 778,6 грн./Гкал без НДС. Соответственно государство субсидирует из бюджета 778,6 – 229,5 = 549,1 грн. без НДС каждую продаваемую населению Гкал. Субсидирование осуществляется двумя механизмами: 1 – через субсидирование цены газы для ЖКХ и 2 – через субвенцию местным бюджетам на покрытие разницы между тарифом на тепловую энергию для населения и ее себестоимостью.

Средний тариф на тепловую энергию, произведенную из биомассы, составлял по данным НКРЭ 546,1 грн./Гкал без НДС (при общем диапазоне тарифов 276…799 грн./Гкал без НДС). Соответственно, при тарифе на продажу тепла населению в 229,5 грн./Гкал без НДС соответствующие проекты не могут быть рентабельными без субсидирования со стороны государства. Но, при этом необходимая субсидия равна 546,1 – 229,5 = 316,6 грн./Гкал без НДС, т.е. на 43 % меньше, чем при субсидировании тепловой энергии из природного газа.

После ожидаемого трехступенчатого повышения тарифов в ЖКХ на тепловую энергию для населения (на 40 % с 01.07.2014, на 40 % с 01.07.2015 и на 20 % с 01.07.2016) тепло из биомассы практически не будет требовать перераспределенной субсидии: 546,1 – 539,7 = 6,4 грн./Гкал без НДС. Таким образом, можно прогнозировать, что механизм перераспределения субсидии перестанет существовать с 1.07.2016 при запланированных темпах повышения тарифов на тепловую энергию. Однако до этого предложенный механизм компенсации критически важен для обеспечения рентабельности производства тепловой энергии из биомассы в ЖКХ.

Предложения по преодолению барьеров для развития биоэнергетики в Украине

Специалисты ИТТФ НАН Украины разработа-

ли комплекс мер, направленных на преодоление существующих барьеров и активное вовлечение биомассы в энергетический баланс страны. Перечень этих мер представлен ниже.

1. Внести следующие изменения в законодательство по «зеленому» тарифу: (а) скорректировать термин «биомасса» в соответствии с Европейской Директивой 2009/28/ЕС; (б) отменить требования к местной составляющей объектов электроэнергетики, работающих на биомассе и биогазе; (в) поднять с 01.01.2015 коэффициент «зеленого» тарифа для объектов электроэнергетики, работающих на биомассе, до 2,7, для объектов на биогазе сельскохозяйственного происхождения – до 3,0, для объектов на биогазе других видов – до 2,7.

2. Усовершенствовать механизм тарифообразования, который должен предусматривать уменьшение объема компенсации разницы в тарифах на тепловую энергию, произведенную из природного газа, в пользу увеличения такой компенсации на стоимость тепловой энергии, произведенной из альтернативных видов топлива.

3. На государственном уровне установить адекватные цели по развитию биоэнергетики (как предложено в табл. 4).

4. Упростить процедуры землеотвода под объекты биоэнергетики и комплексной экспертизы проектов по строительству котельных и ТЭЦ на биомассе, биогазовых установок и других биоэнергетических объектов.

5. Упростить процедуру получения налоговых льгот для ввоза в Украину энергоэффективного оборудования.

6. Утвердить новую редакцию ДСТУ-Н для предотвращения отнесения объектов биоэнергетики, работающих на биотопливе, к 5-й категории сложности.

7. Ввести механизм покрытия за счет бюджета Украины процентных ставок коммерческих банков для кредитов, предоставленных для закупки энергосберегающего оборудования, в том числе биоэнергетического теплогенерирующего оборудования.

8. Ввести запрет на проектирование и строительство новых, а также реконструкцию существующих котельных в бюджетной сфере и ЖКХ для работы на природном газе в случае наличия в регионе достаточного количества биотоплив и других альтернативных источников энергии.

9. Внести изменения в законодательные и нормативно-правовые акты, гарантирующие, что при переводе котельных, обеспечивающих отопление и горячее водоснабжение объектов бюджетной сферы, с природного газа на биотоплива в местных бюджетах будут сохранены в течение 5 лет статьи на обеспечение расходов на топливо уровне, существовавшем до замещения газа биомассой.

10. Внести изменения в нормативно-правовые акты, которые обеспечат при расчете себестоимости и тарифа на тепловую энергию из биотоплив учет всех необходимых составляющих. В частности, должен быть применен механизм ускоренной амортизации оборудования, учтены расходы на покрытие банковского процента за коммерческий кредит, обеспечен уровень рентабельности без целевой надбавки на уровне не менее 20 %, применена целевая надбавка, учитывающая, в том числе, расходы на реконструкцию и ремонт тепловых сетей.

11. Обеспечить популяризацию успешного опыта субъектов хозяйствования из регионов Украины по стимулированию производства и потребления биотоплив путем проведения информационных кампаний через средства массовой информации, а также путем организации семинаров и тренингов для целевых групп.

12. Стимулировать выращивание энергетических культур в Украине, в том числе через механизмы субсидирования соответствующих предприятий на гектар используемой площади, а также через возмещение процентных ставок при получении кредитов.

13. Упростить процедуру передачи в концессию частному инвестору котельных коммунальной формы собственности, в том числе через механизмы государственно частного партнерства.

14. Доработать и утвердить проект «Национального плана действий по возобновляемой энергетике на период до 2020 года» в части повышения объемов использования биотоплив.

15. Разработать проект Порядка привлечения кредитов под государственные гарантии в 2014-2017 гг. с целью реализации проектов, стимулирующих сокращение потребления газа в ЖКХ, определив в нем приоритетными проекты по генерации тепловой и электрической энергии из биомассы и биогаза.

16. Рекомендовать местным администрациям предоставлять статус первоочередных и приоритетных инвестиционным проектам по производству теплоты и электроэнергии из альтернативных источников энергии, в том числе из биотоплив.

Считаем, что предложенные меры будут способствовать широкому внедрению биоэнергетических технологий в Украине, активному вовлечению биотоплив в топливно-энергетический баланс страны и укреплению ее энергетической независимости.

Выводы

Динамика развития сектора ВИЭ во многом определяется наличием механизмов его стимулирования. На сегодня одним из немногих действенных инструментов поддержки возобновляемой энергетики в Украине является «зеленый» тариф на электроэнергию, произведенную из ВИЭ, в том числе из биомассы.

Основными направлениями реализации энергетического потенциала биомассы и биогаза в Украине являются производство тепловой и электрической энергии. Соответствующие концепции развития энергогенерации на биомассе до 2020 г. и 2030 г. были разработаны специалистами ИТТФ НАН Украины.

В Украине существует ряд барьеров, сдерживающих развитие сектора биоэнергетики. Институт технической теплофизики НАН Украины предложил комплекс мер, направленных на преодоление этих барьеров и активное вовлечение биомассы в энергетический баланс страны. Считаем, что реализация этих мер внесет существенный вклад в укрепление энергетической независимости Украины.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Энергетический баланс Украины* за 2012 год. Экспресс-выпуск Государственной службы статистики Ук-раины № 08/4-16/240 от 20.12.2013.

2. *Постановление НКРЭ* «Об установлении «зеленых» тарифов на электрическую энергию» (№ 567 от 30.04.2014).

3. *Гелетуха Г.Г., Железная Т.А., Олейник Е.Н.* Перспективы производства тепловой энергии из биомассы в Украине // Промышленная теплотехника. – 2013, Т. 35, № 5. – С. 48-57.

4. *Гелетуха Г.Г., Железная Т.А., Олейник Е.Н., Гелетуха А.И.* Перспективы производства электрической энергии из биомассы в Украине // Промышленная теплотехника. – 2013, Т. 35, № 6. – С. 67-75.

5. *Гелетуха Г.Г., Кучерук П.П., Матвеев Ю.Б.* и др. Развитие биогазовых технологий в Украине и Германии: нормативно-правовое поле, состояние и перспективы. Киев-Гюльцов: FNR, 2013, 71 стр.

6. *Национальный план действий* по возобновляемой энергетике на период до 2020 года (проект) http://saee.gov.ua/documents/NpdVE.pdf

7. *Энергетическая стратегия Украины* на период до 2030 года. Утверждена распоряжением КМУ № 1071 от 24.07.2013.

8. *Гелетуха Г.Г., Железная Т.А.* Барьеры для развития биоэнергетики в Украине. Часть 1 // Промышленная теплотехника. – 2013, Т. 35, № 4. – С. 63-71.

9. *Гелетуха Г.Г., Железная Т.А.* Барьеры для развития биоэнергетики в Украине. Часть 2 // Промышленная теплотехника. – 2013, Т. 35, № 5. – С. 43-47.

BIOENERGY IN UKRAINE: STATE OF THE ART AND PROSPECTS FOR DEVELOPMENT. PART 2

Geletukha G.G., Zheliezna T.A. , Kucheruk P.P., Oliinyk Ye.M., Tryboi O.V.

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, vul. Zhelyabova, 2a, Kyiv, 03680, Ukraine

The paper considers current use of biomass for energy production in Ukraine. It is shown that the mostly used types of biomass are wood and sunflower husk. Agricultural residues are little used for energy purposes. One of a few supporting schemes for renewable energy in the country is a feed-in tariff. Main paths for bioenergy potential implementation in Ukraine are determined. The key indicators of the developed concepts for heat and power production from biomass and biogas are presented. The existing barriers to bioenergy development in Ukraine are analyzed. One of the important barriers is imperfect legislation on the feed-in tariff. Another serious barrier is the subsidized price of natural gas and subsidized tariff on heat for population. The paper suggests integrated measures for overcoming the barriers and encouraging introduction of bioenergy technologies in Ukraine.

Reference s 9, tables 5.

Key words: biomass, biofuel, biogas, bioenergy, potential of biomass, feed-in tariff.

1. *Energy Balance of Ukraine* for 2012. Express-release by the State Statistics Service of Ukraine №08/4-16/240 of 20.12.2013.

2. *NERC Resolution* «On setting Green Tariffs on power» (N 567 of 30.04.2014). (Ukr.)

3. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A., Oliinyk Ye.M.* Prospects for the use of heat energy from biomass in Ukraine // Promyshlennaya teplotekhnika. – 2013, V. 35, N 5. – P. 48-57. (Rus.)

4. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A., Oliinyk Ye.M., Geletukha G.I.* Prospects for the use of electric energy from bio-mass in Ukraine // Promyshlennaya teplotekhnika. – 2013, V. 35, N 6. – P. 67-75. (Rus.)

5. *Geletukha G.G., Kucheruk P.P., Matveev Yu.B*. at al. Development of biogas technologies in Ukraine and Germa-ny: regulatory and legal framework, status and prospects. Kyiv-Gülzow: FNR, 2013, 71 P. (Rus.)

6. *National Renewable Energy* Action Plan until 2020 (draft) (Ukr.) http://saee.gov.ua/documents/NpdVE.pdf

7. *Energy Strategy of Ukraine* until 2030. Approved by Resolution of CMU N 1071 of 24.07.2013. (Ukr.)

8. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A.* Barriers to bioenergy development in Ukraine. Part 1 // Promyshlennaya teplotekhnika. – 2013, V. 35, № 4. – P. 63-71. (Rus.)

9. *Geletukha G.G., Zheliezna T.A.* Barriers to bioenergy development in Ukraine. Part 2 // Promyshlennaya teplotekhnika. – 2013, V. 35, № 5. – P. 43-47. (Rus.)

Получено 12.06.2014
Received 12.06.2014

УДК 658.576.1

ПІДХОДИ ДО ПРОБЛЕМИ ПОВОДЖЕННЯ З ТВЕРДИМИ ПОБУТОВИМИ ВІДХОДАМИ В СВІТІ ТА В УКРАЇНІ

Павлюк Н.Ю., канд. техн. наук, **Сігал О.І.,** канд. техн. наук

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

У статті розглядаються підходи до видалення муніципальних твердих побутових відходів у світі та ЄС. Визначено, що пріоритетом для України є використання енергетичного потенціалу ТПВ для виробництва теплової енергії для потреб населення, що дозволить замістити відповідну кількість природного газу. Запропоновано концепцію підходу до впровадження ТЕЦ на ТПВ для міст України з різною чисельністю населення.

В статье рассматриваются подходы к удалению муниципальных твердых бытовых отходов в мире и ЕС. Определено, что приоритетом для Украины является использование энергетического потенциала ТБО для производства тепловой энергии для нужд населения, что позволит заместить соответствующее количество природного газа. Предложена концепция похода к внедрению ТЕЦ на ТБО для городов Украины с различной численностью населения.

The article discusses approaches to the disposal of municipal solid waste in the world and the EU. It was determined that the priority for Ukraine is to use the energy potential of municipal solid waste for the production of thermal energy for the needs of the population, which will help to replace the appropriate amount of natural gas. There is a concept introduced to implement MSW at CHP in Ukrainian cities with different amount of population.

Бібл. 7, табл. 9.

Ключові слова: тверді побутові відходи, енергетичний потенціал ТПВ, ТЕЦ на ТПВ.

Хто генерує більше ТПВ?

Поводження з твердими побутовими відходами (ТПВ) перетворилося на глобальну проблему нашого часу. Зростання утворення ТПВ нерозривно пов'язане з рівнем економічного розвитку країни та стрімкою урбанізацією населення. Підвищення рівня доходів населення приводить до збільшення споживання товарів та, відповідно, до збільшення кількості ТПВ. Однак на генерування ТПВ більш впливає рівень доходів, ніж кількість міського населення (табл.1).

Таблиця 1. Розподіл ТПВ в залежності від рівня доходів[1] та урбанізації населення [1]

	Рівень доходів населення	Кількість міського населення, млн.	Генерування ТВП, млн. т	Питоме генерування ТВП, кг/особу/рік	Залежність генерування ТВП від рівня доходів населення, %	Залежність генерування ТВП від кількості міського населення, %
I	Високий[2] (60 країн)	774	602	778	46,7	26
II	Максимальне значення середнього рівня[3] (57 країн)	572	243	425	18,8	19,2
	Україна[4]	**31**	**13**	**319**		

[1] За класифікацією Світового Банку

[2] Більш, ніж 10,726 тис. долл. США ВНД на душу населення

[3] 3,466-10,726 тис. долл. США ВНД на душу населення

[4] 3,960 тис. долл. США ВНД на душу населення (2013 р.)

III	Мінімальне значення середнього рівня[5] (48 країн)	1 293	369	285	28,7	43,4
IV	Низький[6] (33 країни)	343	75	219	5,8	11,5
	Разом:	2 982				

Дані табл. 1 показують, що біля половини ТПВ генерують країни з найвищим рівнем доходів, хоча міське населення в них становить лише четверту частину від загальної кількості міського населення планети. Питоме генерування сміття в цих країнах майже в чотири рази перевищує питомі показники країн з низьким рівнем доходів. Натомість країни третьої групи, які мають 43 % урбанізованого населення планети, генерують лише 29 % ТПВ.

Підходи до системи управління ТПВ в світі

Підходи до системи управління відходами в різних країнах світу варіюються від найпростіших заходів – поховання на звалищах і полігонах, до утилізації матеріального та енергетичного потенціалу ТПВ. Вибір країни визначається, головним чином, можливістю інвестувати в організацію системи відновлення або утилізації відходів (табл. 2, 3).

Таблиця 2. Витрати на систему управління відходами країн з різним рівнем доходів населення

Системи управління ТПВ, %	Рівень доходів населення в країні			
	Низький	Мінімальне значення середнього рівня	Максимальне значення середнього рівня	Високий
	Витрати на збір та управління, дол. США/т ТПВ			
Збір ТПВ	20...50	30...75	40...90	85...250
Полігони	10...30	15...40	20...65	40...100
Відкрити звалища	2...8	3...10	-	-
Компостування	5...30	10...40	20...75	35...90
ТЕЦ на ТПВ	-	10...100	60...150	70...200
Анаеробна переробка	-	20...80	50...100	65...150

Таблиця 3. Підходи до системи управління ТПВ в залежності від рівня доходів населення

Рівень доходів населення	Системи управління ТПВ, %					
	Захоронення		Утилізація			
	Звалища	Полігони	Компостування	Рециклінг	Спалювання	Інше
Високий	0,009	43	11	22	21*	3,6
Максимальне значення середнього рівня	32	59	1	1,4		
Мінімальне значення середнього рівня	49	11	2	5	0,2	33

[5] 876 долл. США - 3,466 тис. долл. США ВНД на душу населення

[6] Менш, ніж 876 долл. США ВНД на душу населення

Низький	59	13	1,3	0,5	1,3	26
Україна	**74**	**24**	**0**	**0**	**1,2***	**0**
* ТЕЦ на ТПВ						

В Україні до кризи 2014 р. рівень доходів населення та питомий рівень генерування відходів відповідали середньому рівню доходів населення інших країн світу за класифікацією Світового банку. Нажаль, система управління ТПВ в Україні знаходиться на рівні найбідніших країн. За роки незалежності кількість ТПВ в Україні збільшилась на 25 % (табл. 4), але підходи до поводження з відходами принципово не змінились. Як і раніше, майже всі ТПВ вивозяться для захоронення на полігони та звалища. Звалища ТПВ не тільки вилучають значні площі з господарського обігу, але й призводять до серйозних екологічних проблем та негативного впливу на здоров'я людини. Якщо в 1991 р. в Україні працювало 4 сміттєспалювальні заводи (в м. Київ, м. Харків, м. Дніпропетровськ, м. Севастополь), то в 2014 р. працював лише 1 сміттєспалювальний завод «Енергія» в м. Києві, а решта, через неможливість реновації та належної експлуатації, за вимогами населення були зупинені.

Підписання 27 червня 20014 р. Угоди про асоціацію з Європейським Союзом зобов'язало Україну наблизити своє законодавство в сфері управління довкіллям до законодавства ЄС, зокрема в сфері управління відходами. Україні необхідно розробити та подати на розгляд Кабінету Міністрів України до кінця 2017 р. проект нормативно-правових актів з метою імплементації положень Директиви 2008/98/ЄС Європейського Парламенту та Ради від 19 листопада 2008 р. «Про відходи..» [2].

Таблиця 4. Динаміка генерування ТПВ в Україні

Рік	Кількість населення, тис. осіб	Обсяг зібраних ТПВ, тис. т	Питоме генерування ТПВ, кг/ особу/ рік
1991	52 056,6	9 732,0	277,4
2012	45 633,6	13 159,1	304,3
2013	45 533,0	12 660,6	318,7

Підходи до системи поводження з ТПВ в ЄС мають відповідати рамковій директиві 2008/98/ЄС «Про відходи та скасування певних директив 75/439 / ЄЕС, 91/689/ЄС та 2006/12/ЄС» [3]

Директива розглядає ТПВ як вторинний антропогенний ресурс та спрямована на попередження та скорочення утворення відходів, а також утилізацію їх матеріального та енергетичного потенціалу, калорійність якого відповідає калорійності бурого вугілля та торфу (табл. 5).

Таблиця 5. Калорійність деяких видів палива та ТПВ

Вид палива	Калорійність, МДж/кг	Країни	Калорійність ТПВ, МДж/кг
Природний газ	30...35,5	США	9...15
Кам'яне вугілля	16,7...20,9	ЄС	7,5...10,5
Буре вугілля	10...15	Японія	5,8...10,5
Торф	7...8,1	Україна	5,0...7,1

Директива запроваджує п’ятирівневу ієрархію поводження з відходами:

1) попередження виникнення відходів (найбажаніший варіант);

2) повторне використання;

3) переробка матеріального ресурсу (склобою, макулатури (паперу/картону), металу, пластику (у т.ч. ПЕТФ);

4) утилізація енергетичного потенціалу (ТЕЦ на ТПВ);

5) захоронення на полігоні.

В Україні така система поводження з відходами має бути впроваджена до 2018 р.

Підходи до ТПВ в великих містах ЄС відповідають концепції:

- селективний збір ТПВ з наступним їх сортуванням;
- роздільний збір великогабаритних матеріалів (побутової та офісної техніки, будівельного сміття);
- роздільний збір небезпечних відходів (батарейок, акумуляторів, медичних відходів, залишків розчинників, фарб, лаків та інших хімікатів тощо), які ускладнюють процес очистки газоподібних продуктів згоряння ТПВ;
- термічна переробка змішаних ТПВ житлового фонду з відпуском теплової та електричної енергії міському споживачу (ТЕЦ на ТПВ).
- захоронення ТПВ на обладнаних полігонах, які унеможливлюють забруднення навколишнього середовища викидами звалищного газу або фільтрату. Захороненню підлягають лише ті відходи, матеріальний та енергетичний потенціал яких неможливо утилізувати.

ТЕЦ на ТПВ

Термічна утилізація несортованих ТПВ з житлового фонду з використанням енергії більш приваблива з позиції екології, ніж виробленя тієї ж кількості енергії на звичайній ТЕЦ при спалюванні викопного палива плюс переробка або поховання еквівалентної кількості відходів. Цей пункт концепції набуває все більшу привабливість для України у зв'язку із втратою значної кількості джерел видобутку вугілля.

Як показує світовий досвід, тверді побутові відходи є найдоступнішим, постійно зростаючим поновлюваним джерелом енергії, що найбільш економічно доцільно спалювати на теплових електростанціях. За кордоном практично на всіх сучасних сміттєспалювальних підприємствах теплова енергія, що виділяється в процесі термічної переробки ТПВ обов'язково відпускається споживачеві або використовується для виробленя електроенергії.

Нормативи на викиди для ТЕЦ на ТПВ встановлює Директива 2010/75/ЄС від 24.11.2010р. про промислові викиди (інтегроване запобігання та контроль забрудненя) [4].

Директива встановлює норми й правила, спрямовані на попередження та зниження викидів з метою досягнення високого рівня захисту навколишнього середовища в цілому. Директива замінила Директиву 2000/76/ЄС від 4.12.2000 «Про спалювання відходів». Директива поширюється зокрема на установки, що задіяні в таких видах діяльності:

- Видалення або утилізація відходів на сміттєспалювальних установках або когенераційних установках з використанням відходів (від 3 та від 10 т/добу).
- Видалення або використання (утилізація) безпечних відходів з об’ємом понад 50 т /добу.
- Використання (утилізація) або її поєднання з видаленням для безпечних відходів об’ємом понад 75 т/добу.

Ця ж Директива 2010/75/ЄС амінила Директиву 2001/80/ЄС Європейського Парламенту та Ради від 23 жовтня 2001р. про обмеження викидів певних забруднюючих речовин у повітря великими спалювальними установками, та встановлює граничні обсяги викидів для спалювальних установок. Порівняння нормативних величин викидів забруднюючих речовин для енергетичних установок, що спалюють тверде паливо та для установок для спалювання ТПВ та побічного спалювання відходів показує, що нормативи на викиди для ТЕЦ на ТПВ більш жорсткі, ніж для ТЕС, що спалюють вугілля, а також інші види твердого палива (табл. 6).

Незважаючи на те, що будівництво таких заводів обходиться досить дорого, часто вони складають конкуренцію захоронення відходів на полігонах. Причина цьому – введення високих

податків на захоронення відходів.

Значна частина підприємств для спалювання відходів належить провідним енергетичним компаніям, і інтерес енергетиків до цього джерела енергії продовжує зростати. ТПВ вже давно і практично у всіх промислово розвинених країнах розглядаються як одно з перспективних поновлюваних джерел отримання тепла і електроенергії. Ведеться будівництво нових ТЕЦ на ТПВ, причому, як правило, зі значною часткою капітальних вкладень з боку енергетичних компаній. Динаміка виробництва енергії з ТПВ, що представлена в табл. 7, підтверджує зростаючий інтерес європейських країн до ТЕЦ на антропогенному джерелі енергії – міських твердих побутових відходах.

Таблиця 6. Граничні обсяги викидів забруднюючих речовин для установок, що спалюють ТПВ або тверде паливо, мг/м^3

Найменування	Установки, що спалюють ТПВ		Енергетичні установки для спалювання твердих палив**
	середньо-добові	середньо-півгодинні	
Тверді частинки	10	30	20...30
Сумарний органічний вуглець (СОВ)	10	20	
Оксиди азоту (NO_x) *	200…400	400	200...300
Оксиди сірки (SO_x)	50	200	200...400
Хлорид водню (HCl)	10	60	Не нормується
Фторид водню (HF)	1	4	– //–
Важкі метали:			– //–
Ртуть (Hg)	0,05		
Кадмій, талій (Cd + Tl)	0,05		
Сумарні інші: (Sb + As + Pb + Cr + Co + Cu + Mn + Ni + V)	0,5		
Діоксини та фурани	0,1		– //–

* в залежності від сукупної номінальної ефективної теплової потужності, МВт
** для існуючих установок для спалювання відходів із номінальною потужністю, що перевищує 6 тон на годину, нових установок для спалювання відходів, або існуючих установок для спалювання відходів із номінальною потужністю, що не перевищує 6 тон на годину

Таблиця 7. Динаміка виробництва електричної і теплової енергії з ТПВ в ЄС

Вид енергії, що виробляється з ТПВ, млрд. кВт*год	2006 р.	2010 р.	2020 р. (проект)
Електрична	12	16	24
Теплова	23	30	39

Вирішальними факторами, що визначають потужність ТЕЦ на ТПВ, є прогнозовані обсяги ТПВ, що надходять на спалювання, та їх характеристика (зокрема теплотворна спроможність).

Кількість генерування ТПВ залежить від ряду факторів, до яких в першу чергу відносяться чисельність населення в конкретному регіоні, а також політика регіональної влади в галузі поводження з відходами: встановлення тарифів на захоронення відходів, стимулювання впроваджен-

ня роздільного збору та сортування ТПВ.

Підходи до управління ТПВ в Україні

Основні підходи до управління ТПВ в Україні визначаються законом України від 05.03.1998 №187 / 98-ВР «Про відходи» [5], який потребує доопрацювання для приведення у відповідність до Директиви 2008/98/ЄС «Про відходи». Варто відмітити, що, відповідно до Закону України «Про внесення змін до деяких законодавчих актів України щодо вдосконалення механізму правового регулювання та посилення відповідальності у сфері поводження з відходами» від 02.10.2012 № 5402-VI [6], ст. 32 Закону України «Про відходи» доповнюється п. «і», згідно з яким з 1 січня 2018 року забороняється захоронення непереоблених (необроблених) побутових відходів.

Для України енергетичне використання ТПВ набуває стратегічного значення. Україна потребує близько 80 млн. Гкал теплової енергії для потреб населення. Сумарний енергетичний потенціал відходів становить 20…28 % від цієї величини, в залежності від калорійності ТПВ.

Однак проект Загальнодержавної програми поводження з відходами на 2013 – 2020 роки» [7] наголошує пріоритет на провадження організаційної, виробничої, науково-технічної, природоохоронної та іншої діяльності у сфері поводження з відходами у впровадженні дієвої системи заготівлі, збирання та переробки відходів ЯК ВТОРИННОЇ СИРОВИНИ.

Прибутковість галузі переробки відходів як вторинної сировини залежить, крім іншого, від морфології ТПВ, яка відрізняється в залежності від рівня доходів населення (табл. 8).

Таблиця 8. Морфологія ТПВ в країнах з різним рівнем доходів населення

Рівень доходів населення країн в 2012 р.	Морфологія ТПВ, %					
	Органіка	Папір	Пластик	Скло	Метал	Інертні матеріали
Високий	28	31	11	7	6	17
Максимальне значення середнього рівня	54	14	11	5	3	13
Україна, м. Київ	40,6	14,2	9,3	13	1,1	21,8
Мінімальне значення середнього рівня	59	9	12	3	2	15
Низький	64	5	8	3	3	17

Після кризи 2014 р., нажаль, рівень доходів населення України значно погіршився (якщо в 2013 р. ВНД ППС дорівнювало 3,960 тис. долл. США, то в 2014 р. за даними державного комітету статистики України, ВНД ППС вже складало 3,049 тис. долл. США). В 2015 р. статистика по доходам населення ще погіршиться, зокрема через безпрецедентне зростання комунальних тарифів. Тобто, Україна в 2014 р. перейшла до категорії країн з мінімальним значенням середнього рівня доходів населення, а значить, у відходах знизиться обсяг паперу, пластику та скла, а зросте обсяг органіки та інертних матеріалів, що ускладнить роздільний збір та використання ТПВ як вторинної сировини.

Необхідно терміново переглянути Загальнодержавну програму поводження з відходами, змінивши пріоритет з використання ТПВ як вторинної сировини на утилізацію енергетичного потенціалу ТПВ.

Основна кількість ТПВ України (43 %) генерується в 5 областях України: Київській (11,7 %), Донецькій (14,9 %), Одеській (6,6 %), Дніпропетровській (5 %) і Харківській (4,9 %) (табл. 9).

Відповідно до табл. 8, система поводження з відходами у цих областях ще тільки формується. Проаналізуємо, чи доцільно переорієнтувати її пріоритети у бік термічної утилізації ТПВ.

Концепція впровадження ТЕЦ на ТПВ в Україні

Розглянемо потенціал міст України з різною чисельністю наявного населення щодо

заміщення теплової енергії, виробленої при спалюванні природного газу, на теплову енергію, вироблену при спалюванні невідсортованих ТПВ.

За даними Мінстату 2013 р., чисельність населення України перевищувала 100 тис. осіб в 34 містах, з яких можна виділити 3 основні групи за чисельністю мешканців:

- кількість населення біля 500...600 тис. осіб: м. Кривий Ріг Дніпропетровської обл. м. Маріуполь Донецької обл., м. Миколаїв;

- кількість населення біля 700...900 тис. осіб: м. Дніпропетровськ, м. Донецьк, м. Запоріжжя, м. Львів;

- кількість населення перевищила 1 млн. осіб: м. Київ, м. Харків, м. Одеса.

Таблиця 9. Характеристика управління ТПВ в областях, що генерують основний обсяг ТПВ в Україні

	Населений пункт	Обсяг зібраних ТПВ, %	Вторсировина, %	Рециклинг, %	Компостування, %	ССЗ, %	Полігон, звалище, %
1	Київ	7,3	0,5	10,6	0	10,1	78,7
	Київська обл.	4,4	0,7	4,6	0	0	94,8
2	Донецька обл.	14,9	0,02	0,001	0	0	100,0
3	Одеська обл.	6,6	0	0	0	0	100,0
4	Дніпропетровська обл.	5	0	0	0		85,0
5	Харківська обл.	4,9	0	0	0	0,1	99,9

Згідно даних Мінстату, в 2013 р. в України збиралось 319 кг ТПВ у розрахунку на одну особу. Відповідно, у 3 містах України з середньою чисельністю мешканців 500...600 тис. осіб було зібрано біля 500 тис. т ТПВ, в крупних містах з чисельністю мешканців біля 1 млн. – 1 100 тис. т ТПВ, а в містах, в яких мешкає від 1 млн. до 3 млн. осіб зібрали біля 2 млн. т ТПВ.

Середня калорійність ТПВ в Україні змінюється від 1,2 до 1,7 ккал/кг в залежності від сезонності.

При спалюванні всіх ТПВ, що утворюються в містах першої групи з чисельністю мешканців біля 600 осіб, можна виробити від 0,5 до 0,7 млн. Гкал, що складає 5,8...8,2 % потенціальної частки ТПВ у відпущеному підприємствами теплокомуненерго (ТКЕ) теплової енергії населенню. В містах другої групи – від 1,1 до 1,5 млн. Гкал, що складає 6,7...9,5 %, в містах третьої групи – від 1,9 до 2,7 млн. Гкал, що складає 5,1...7,2 %. Тобто, використання ТПВ для виробництва теплової енергії підприємствами ТКЕ для потреб населення може замістити від 400 до 600 млн. м^3 природного газу, або 5...8 % від потреб ТКЕ.

Для населених пунктів першочергове завдання – знаходження найбільш простого, економічно доцільного шляху повного усунення відходів з виробленням максимально можливої кількості теплової та електричної енергії.

Вважаємо за доцільне впровадження ТЕЦ на ТПВ для міст з чисельністю населення більше, ніж 700 тис. осіб, а для міст з чисельністю населення більше 100 тис. осіб – встановлення когенераційних сміттєспалювальних модулів, вироблених на вітчизняному обладнанні, з виробництвом теплової енергії в опалювальний сезон та електричної енергії в неопалювальний сезон.

Для реалізації цієї концепції необхідно:

- залучити інвесторів для закупівлі ТЕЦ на ТПВ найкращих світових практик, система очистки викидів яких має відповідати Директиві 2010/75/ЄС;

- створити підгалузь, здатну розробити технологію та організувати виробництво сміттєспалювальних модулів, утилізаційного та газоочисного обладнання для невеликих і середніх населених пунктів для комплексної

переробки ТПВ та утилізації їх енергетичного потенціалу, чим, зокрема, створити нові робочі місця.

Для реалізації цього рішення необхідно внести зміни до проекту «Загальнодержавної програми поводження з відходами на 2013 – 2020 роки» [7] щодо пріоритетного впровадження ТЕЦ на ТПВ та прискорити прийняття закону України «Про затвердження Загальнодержавної програми поводження з відходами на 2013 – 2020 роки» відповідно до якого має бути створено інфраструктуру поводження з відходами, наближену до вимог законодавства Європейського Союзу.

Також необхідно визначити ТПВ як альтернативне джерело енергії та внести відповідні зміни до закону України «Про альтернативні джерела енергії». Очевидно, що надання «зеленого» тарифу на теплову енергію та внесення відповідних змін до закону України «Про теплопостачання» сприятиме залученню інвестицій та стимулюванню суб'єктів господарювання використовувати ТПВ для виробництва теплової енергії.

ЛІТЕРАТУРА

1. *What a Waste*. A Global Review of Solid Waste Management. - World Bank, 2012. – 98 p.
2. *http*://www.kmu.gov.ua/control/uk/cardnpd?docid=247612342.
3. *http*://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX:32008L0098.
4. *www*.minjust.gov.ua/file/33301.
5. *zakon*.rada.gov.ua/go/187/98-вр.
6. *zakon*.rada.gov.ua/go/5402-17.
7. *http*://search.ligazakon.ua/l_doc2.nsf/link1/NT0577.html.

APPROACHES TO THE PROBLEM OF MUNICIPAL SOLID WASTE IN THE WORLD AND IN UKRAINE

Pavliuk N.Y., Sigal O.I.

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, vul. Zhelyabova, 2a, Kyiv, 03680, Ukraine

Municipal solid waste (MSW) is an important energy resource for combined heat and power (CHP) production.

The article discusses approaches to the disposal of municipal solid waste in the world and the EU. It was determined that the priority for Ukraine is to use the energy potential of MSW for the production of thermal energy for the needs of the population, which will help to replace the appropriate amount of natural gas. There is a concept introduced to implement MSW at CHP in Ukrainian cities with different amount of population.

References 7, tabl. 9.

Key words: municipal solid waste, Waste-to-Energy, CHP by MSW

1. *What a Waste*. A Global Review of Solid Waste Management. - World Bank, 2012. – 98 p.
2. *http*://www.kmu.gov.ua/control/uk/cardnpd?docid=247612342
3. *http*://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/?uri=CELEX:32008L0098
4. *www*.minjust.gov.ua/file/33301
5. *zakon*.rada.gov.ua/go/187/98-вр
6. *zakon*.rada.gov.ua/go/5402-17
7. *http*://search.ligazakon.ua/l_doc2.nsf/link1/NT0577.html

Получено 16.04.2015
Received 16.04.2015

УДК 697.12

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОПЕРЕНОСА ЧЕРЕЗ НЕУТЕПЛЕННЫЙ ФУНДАМЕНТ ЗДАНИЯ

Басок Б.И., член-корреспондент НАН Украины, **Давыденко Б.В.,** докт. техн. наук, **Новиков В.Г.,** канд. техн. наук, **Гончарук С.М.,** канд. техн. наук, **Лысенко О.М.**

IИнститут технической теплофизики НАН Украины, ул. Желябова, 2а, Киев-57, 03057, Украина

Наведено результати чисельного моделювання переносу теплоти з будівлі через фундамент у зовнішній простір. Результати порівнюються з даними, отриманими за відомими методиками та з експериментом. Відзначено вплив геометричної форми фундаменту на рівні тепловтрат.

Представлены результаты численного моделирования переноса теплоты из здания через фундамент во внешнее пространство. Результаты сравниваются с данными, полученными по известным методикам и с экспериментом. Отмечено влияние геометрической формы фундамента на уровни теплопотерь.

The results of numerical modeling of heat transfer through the building foundation to the environment are presented. The results were compared with those obtained by known methods and with experiment. The influence of the geometric shape of the foundation on the levels of heat loss is noticed.

Библ. 3, рис. 4.

Ключевые слова: фундамент здания, тепловые потери, численное моделирование.

F, м^2 – площадь;
H, м – глубина грунтового массива;
Q, Вт – тепловой поток;
q, Вт/м^2 – плотность теплового потока;
R, м^2·К/Вт – термическое сопротивление;
t, ^{0}С – температура;
x; y; z, м – прямоугольные координаты;
α, Вт/(м^2·К) – коэффициент теплоотдачи;
Δ, м – толщина;
λ, Вт/(м·К) – коэффициент теплопроводности.

Нижние индексы:
max – максимальный;
в – внутренний;
г – грунт;
зд – здание;
н – наружный;
ст – стена;
ф – фундамент.

Введение

Потери теплоты через фундамент здания считаются сравнительно невысокими по сравнению с теплопотерями через другие части ограждающих конструкций. Вместе с тем, точный расчет указанных теплопотерь вследствие сложности процесса теплопереноса из отапливаемого помещения к наружному воздуху через грунт сопряжен с определенными трудностями. Для их учета обычно используется приближенный метод, который предполагает разделение пола нижнего этажа на четыре характерные зоны. Зонами считаются полосы, параллельные боковым стенам шириной 2 м. Нумерация зон производится в зависимости от их расположения относительно боковых стен. Полоса, ближайшая к наружной стене, считается первой зоной, следующие две полосы – второй и третьей. Остальная поверхность пола считается четвертой зоной. Каждой зоне ставится в соответствие условное сопротивление теплопередаче. Если фундамент здания – неутепленный, и теплопроводность определенных слоев пола и фундамента не ниже 1,2 Вт/(м·К), значения условных сопротивлений теплопередаче принимаются равными: R_1 = 2,1 м^{2}К/Вт – для первой зоны; R_2 = 4,3 м^{2}К/Вт – для второй зоны; R_3 = 8,6 м^{2}К/Вт – для третей зоны, и для R_4 = 14,2 м^{2}К/Вт – для четвертой зоны [1].

Теплопотери через неутепленный пол рассчитываются по формуле

$$Q = (t_{в} - t_{н}) \sum_{i=1}^{4} \frac{F_i}{R_i}. \quad (1)$$

Очевидно, что такой подход не учитывает форму, а также другие характерные особенности каждого здания, и позволяет лишь приближенно оценить потери теплоты через фундамент. При его использовании не учитывается также реальная теплопроводность грунта и естественное изменение температуры по его глубине. Как известно, ниже некоторой глубины H, значение которой зависит от геологических процессов, характерных для данной местности, температурный режим – стабильный в течение всего года [2]. Как показано в [3], для Киева, например, на глубине $H \sim 5$м температура грунта в течение всего года практически не изменяется и составляет $t_г \sim 8{,}9\ldots9{,}1$ °С.

Для уточнения теплофизической модели переноса теплоты из помещения через неутепленный фундамент в окружающую среду проводится расчетный анализ данного процесса на основе решения уравнения теплопроводности для грунтового массива, на котором расположено здание.

Постановка задачи

Температурное поле в грунтовом массиве описывается уравнением теплопроводности

$$\frac{\partial^2 t}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 t}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 t}{\partial z^2}=0. \qquad (2)$$

Область решения уравнения (2) представляет собой прямоугольный параллелепипед, охватывающий некоторый участок грунтового массива. На его поверхности (z = 0) расположено здание прямоугольной формы, Здание занимает участок поверхности: $-x_{зд} \le x \le x_{зд}$; $-y_{зд} \le y \le y_{зд}$. Вследствие предполагаемой симметрии здания (плоскости симметрии: $x = 0$; $y = 0$) задача теплопереноса решается для части области, прилегающей к одной четверти здания. Поверхность $z = 0$ расчетной области соответствует поверхности грунта, одна часть которой расположена под прямоугольным зданием ($0 \le x \le x_{зд}$; $0 \le y \le y_{зд}$), а другая часть ($x_{зд} < x \le x_{max}$; $y_{зд} < y \le y_{max}$) – вне здания. Участки ($x_{зд} - \Delta_{ст} < x < x_{зд}$; $y_{зд} - \Delta_{ст} < y < y_{зд}$) соответствуют стенам здания. На поверхности грунта, находящейся под зданием, происходит теплоотдача от воздуха внутри помещения к грунту. Вне здания происходит теплоотдача от поверхности грунта к наружному воздуху. Участки здания, соответствующие боковым стенам, считаются изолированными для тепловых потоков, направленных вдоль оси 0Z. В соответствии с изложенным, на указанных участках поверхности z = 0 для уравнения (2) задаются граничные условия в виде:

- при $z = 0$; $0 \le x \le x_{зд} - \Delta_{ст}$; $0 \le y \le y_{зд} - \Delta_{ст}$:

$$-\lambda_г \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_в (t - t_в) \qquad (3)$$

- при $z = 0$; $x_{зд} - \Delta_{ст} < x \le x_{зд}$; $y_{зд} - \Delta_{ст} < y \le y_{зд}$:

$$\frac{\partial t}{\partial z} = 0 \qquad (4)$$

- при $z = 0$; $x_{зд} < x \le x_{max}$; $y_{зд} < y \le y_{max}$:

$$-\lambda_г \frac{\partial t}{\partial z} = \alpha_н (t - t_н). \qquad (5)$$

Температура воздуха вне здания $t_н$ соответствует условиям зимнего периода года. Неутепленный фундамент здания занимает участок расчетной области $-\Delta_ф \le z \le 0$; $0 \le x \le x_{зд}$; $0 \le y \le y_{зд}$. Термическое сопротивление фундамента в условиях (3) – (5) не содержится, поскольку его теплопроводность считается близкой к теплопроводности грунта, и он рассматривается как часть грунтового массива.

На горизонтальной поверхности расчетной области $z = -H$ задается температура грунта $t_г$, которая считается постоянной и не зависящей от температуры наружного воздуха $t_н$:

- при $z = -H$; $0 \le x \le x_{max}$; $0 \le y \le y_{max}$: $t = t_г$. (6)

Вертикальные плоскости $x = 0$; $y = 0$ считаются плоскостями симметрии здания. Вертикальные плоскости $x = x_{max}$; $y = y_{max}$, ограничивающие расчетную область, считаются теплоизолированными. Таким образом, граничные условия на боковых поверхностях расчетной области записываются в виде:

при $-H \le z_{зд} \le 0$; $x = 0$; x_{max}:

$$\frac{\partial t}{\partial y} = 0. \qquad (7)$$

при $-H \le z_{зд} \le 0$; $y = 0$; y_{max}:

$$\frac{\partial t}{\partial x} = 0. \qquad (8)$$

Решение уравнения (2) с граничными условиями (3)–(8) выполняется методом конечных разностей. Теплопотери здания через неутепленный

фундамент рассчитываются по формуле:

$$Q = 4\lambda_{г} \int_{0}^{x_{зд}-\Delta_{ст}} \int_{0}^{y_{зд}-\Delta_{ст}} \left.\frac{\partial t}{\partial z}\right|_{z=0} dydx. \qquad (9)$$

Анализ результатов численного исследования

В качестве примера рассматривается теплоперенос через неутепленный фундамент здания, основание которого имеет размеры $2y_{зд}$ = 60 м; $2x_{зд}$ = 18 м; толщина стен $\Delta_{ст.}$ = 0,3 м. Для решения задачи принимаются следующие значения определяющих параметров: x_{max} = 19 м; $y_{зд}$ = 40 м; H = 6 м; $t_{в}$ = 20 °С; $t_{г}$ = 8 °С; –15 °С ≤ $t_{н}$ ≤ +5 °С; $\alpha_{н}$ = 23 Вт/(м²К); $\alpha_{в}$ = 8,6 Вт/(м²К); $\lambda_{г}$ = 0,993 Вт/(м·К). Распределение температуры в плоскости x = 0 грунтового массива для случая $t_{н}$ = 0 °С представлено на рис. 1, *а*. Стрелками на рисунке обозначены направления тепловых потоков в данной плоскости. Для сравнения, на рис. 1, *б* представлены результаты решения аналогичной задачи, полученные при условии, что плоскость z = -H – теплоизолирована. В этом случае при решении задачи вместо условия (6) используется условие

$$-\lambda_{г} \left.\frac{\partial t}{\partial z}\right|_{z=-H} = 0. \qquad (10)$$

Как видно из рис. 1, *а*, в случае задания стабильной температуры $t_{г}$ на нижней границе расчетной области z = -H , значение которой выше, чем $t_{н}$, но ниже, чем $t_{в}$, на указанной границе наблюдаются тепловые потоки, имеющие как положительное так и отрицательное направления. Отрицательные тепловые потоки характерны для области, расположенной под зданием, а положительные – для области вне здания. Из этого следует, что из здания через фундамент теплота переносится не только во внешнее воздушное пространство, но и в глубину грунтового массива. Данное обстоятельство, по-видимому, не учитывается выражением (1), которое обычно используется при расчете тепловых потерь через фундамент. В случае же задания условий теплоизоляции при z = -H, теплота из здания переносится только к наружному воздуху (рис. 1, *б*).

Распределение плотности теплового потока на поверхности ґрунтового массива (z = 0) вдоль оси 0X при y = 0 (плоскость симметрии) и при y = $y_{зд}$ – $\Delta_{ст}$ (около стены) представлено на рис. 2. Рассматриваются случаи температуры во внешнем воздушном пространстве $t_{н}$=+5 °С и $t_{н}$= -15 °С при условия (6) на границе z = -H. Как видно из рис. 2, плотности тепловых потоков на поверхности неутепленного фундамента, а также на поверхности грунта вне здания интенсивнее всего изменяются на расстоянии 1,5…2 м от стены. Около самих стен они достигают максимальных по абсолютной величине значений. Далее от стен абсолютные значения q уменьшаются. Плотности тепловых потоков, рассчитанные на плоскости симметрии здания y = 0, при x < 6 м слабо зависят от значения температуры наружного воздуха (рис. 2, *а*) и составляют q ~ 2,0…2,6 Вт/(м²К) при $t_{н}$ = +5 °С и q ~ 2,0…3,6 Вт/(м²К) при $t_{н}$ = -15 °С. Данные величины плотностей тепловых потоков определяются, в основном, разностью температур $t_{в}$ и $t_{г}$. Отметим, что значение q, рассчитанное по формуле $q = \dfrac{t_{в} - t_{г}}{1/\alpha_{в} + H/\lambda_{г}}$, учитывающей только теплоперенос вглубь грунта, составляет q = 1,95 Вт/(м²К). Около стен плотности тепловых потоков зависят в большей степени от разности температур $t_{в}$ и $t_{н}$. При $t_{н}$ = +5 °С плотность теплового потока около стены равна q = 23,5 Вт/(м²К), а при $t_{н}$ = -15 °С – соответственно q = 51,4 Вт/(м²К).

Распределение плотностей тепловых потоков вдоль стены при y = $y_{зд}$ – $\Delta_{ст}$ представлено на рис. 2, *б*. Как видно из рисунка, значения q около стены существенно выше, чем на плоскости симметрии здания y = 0. Эти значения определяются, главным образом, разностью температур $t_{в}$ и $t_{н}$. Максимальних по абсолютной величине значений q достигают в углах здания (y = $y_{зд}$ – $\Delta_{ст}$; x = $x_{зд}$ – $\Delta_{ст}$). При $t_{н}$ = +5 °С значение q около угла составляет – 41,7 Вт/(м²К), а при $t_{н}$= -15 °С – q = -93,4 Вт/(м²К). То обстоятельство, что около углов здания теплопотери максимальны, учитывается также методикой разделения пола зоны. При расчете площади первой зоны участок площадью 2×2, примыкающий к углу, учитывается дважды [1].

В соответствии с характером изменения теплового потока по неутепленному полу изменяется также и его температура. Минимальные значения температуры наблюдаются около стен,

а максимальные – в средней части пола. Полученное в результате расчета распределение температуры по полу неутепленного первого этажа рассматриваемого здания представлено на рис. 3. На этом же рисунке представлены также результаты измерения температуры пола, которые проводились в Выставочном зале Института технической теплофизики НАН Украины 4 марта 2015 г. Измерение температуры на поверхности пола производились с помощью тепловизора TESTO 875. Для расчетов принимались экспериментально найденные значения температуры воз-

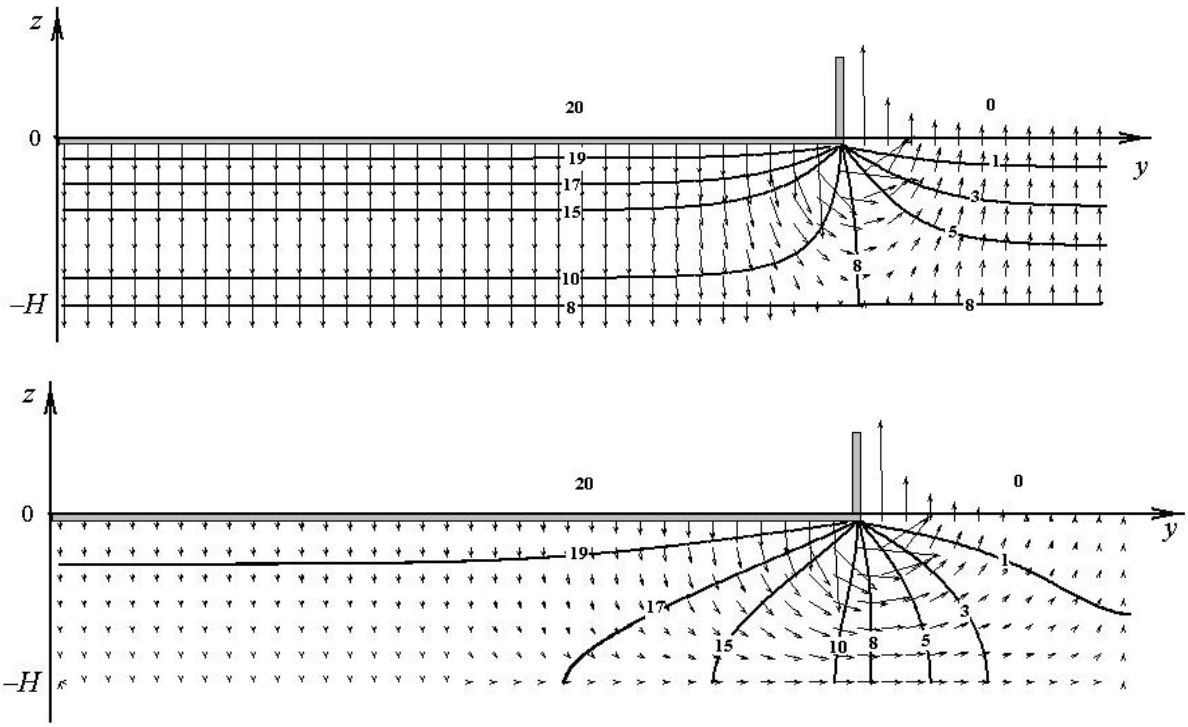


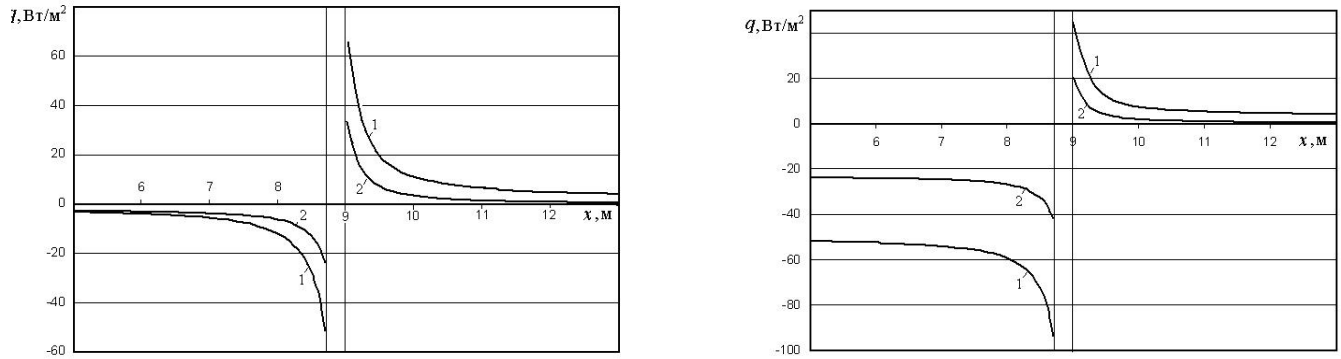
Рис. 1. Распределение температуры и направления тепловых потоков в сечении x=0 грунтового массива при $t_н$ = 0 °C.

душной среды внутри и снаружи помещения: $t_н$ = +2 °C; $t_в$ = +13,5 °C (выставочный зал – слабо обогреваемый). Остальные исходные параметры для решения задачи принимались такими же, как и в рассмотренном выше случае. Как видно из рис. 3, расчетные и экспериментальные результаты удовлетворительно согласуются между собой.

Суммарные теплопотери через фундамент здания целесообразно оценивать по величине удельного теплового потока $U = Q/(t_в – t_н)$, для которого значение Q рассчитывается по формуле (9). Зависимость указанной величины от температуры наружного воздуха tн при постоянной $t_в$ = 20 °C представлена на рис. 4 (кривая 1, *а*). Как видно из рисунка, с уменьшением $t_н$, величина U убывает. Это связано с уменьшением вклада в суммарные теплопотери переноса теплоты в глубину грунта. При понижении $t_н$, т.е. при росте температурного напора $\Delta t = t_в – t_н$, теплота из здания через фундамент переносится, в основном, к наружному воздуху, поскольку в этом случае $t_н$ значительно ниже, чем $t_г$. Вклад переноса теплоты вглубь грунтового массива в суммарные теплопотери оказывается при этом незначительным. При понижении температуры $t_н$ значения U оказываются близкими к величине U*, которая находится из решения данной задачи при условии (10), т.е. при условии теплоизоляции поверхности $z = -H$ (линия 2, *а*).

На рис. 4 приводится также значение удельного теплового потока U, найденного из выражения (1), которое используется при расчете теплопо-

терь зональным методом (кривая 3, *а*). Сравнивая значения удельных тепловых потоков, найденных различными способами, модно отметить, что в рассматриваемом диапазоне температуры наружного воздуха $t_н$ величины *U*, полученные из решения задачи з граничным условием (6), занимают промежуточное значение между величинами *U**, найденными из решения задачи с условиями теплоизоляции при *z* = -*H*, и величинами *U*, полученными из выражения (1). Следует, однако, отметить, что рассмотренный выше зональный метод, а также соответствующие ему значения термических сопротивлений каждой зоны, рекомендованы для фундаментов и грунта, тепло-



а) б)

Рис. 2. Распределение плотности теплового потока по поверхности пола вдоль оси 0X при y = 0 (а) и при y = $y_{зд}$–$Δ_{ст}$ (б): 1 – $t_н$ = -15 °C; 2 – $t_н$ = +5 °C.

проводность которых превышает 1,2 Вт/(м·К). Результаты расчета тепловых потерь, найденные методом численного моделирования, получены при $λ_г$ = 0,993 Вт/(м·К).

Рассмотренные выше результаты относятся к зданию, фундамент которого имеет форму прямоугольника, длина которого более чем в три раза превышает его ширину. Для выяснения влияния геометрической формы фундамента на значение удельных потерь теплоты через указанный фундамент, рассмотрим результаты их расчета для здания с фундаментом квадратной формы. Площадь квадратного фундамента при этом равна площади прямоугольного фундамента, рассмотренного выше. Указанные результаты представлены на рис. 4 кривыми, имеющими индекс (б). Как видно из рисунка, удельные тепловые потоки через фундамент квадратного сечения оказываются ниже аналогичных величин, полученных для фундамента прямоугольного сечения той же площади. При этом значения *U**, найденные из решения задачи с условиями теплоизоляции при *z* = -*H,* отличаются в 1,2 раза, величины *U*, полученные с использованием формулы (1), – в 1,14 раза, а *U*, рассчитанные с граничным условием (6), – в 1,09…1,12 раза.

Выводы

1. Из представленных результатов численного исследования тепловых потерь через неутепленный фундамент следует, что теплоперенос вглубь грунта оказывает заметное влияние на суммарные теплопотери в случае близких по значению температуры наружного воздуха $t_н$ и температуры грунта $t_г$ на глубине *H*. С понижением температуры наружного воздуха указанное влияние ослабевает.

2. Плотности тепловых потоков на поверхности неутепленного пола увеличиваются по абсолютной величине в направлении стен здания. Максимальные тепловые потери через пол наблюдаются в области углов здания. Температура неутепленного пола по направлению к стенам уменьшается.

3. Тепловые потери через фундамент прямоугольной формы, у которого длина и ширина заметно отличаются, выше, чем через квадратный фундамент такой же площади.

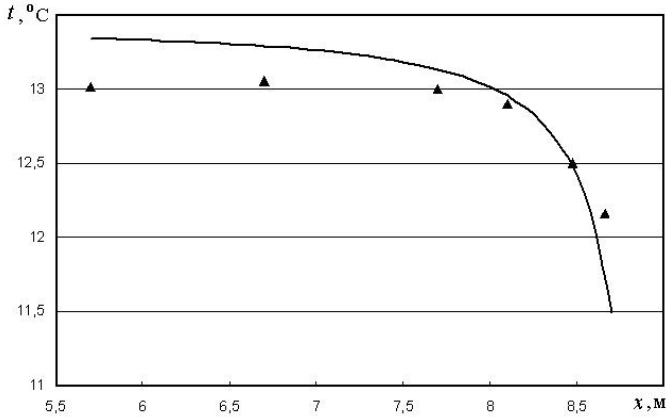


Рис. 3. Распределение температуры по поверхности пола вдоль оси 0X при y = 0 (плоскость симметрии): $t_н$ = +2 °C; $t_в$ = +13,5 °C; сплошная линия – расчет; треугольники – эксперимент.

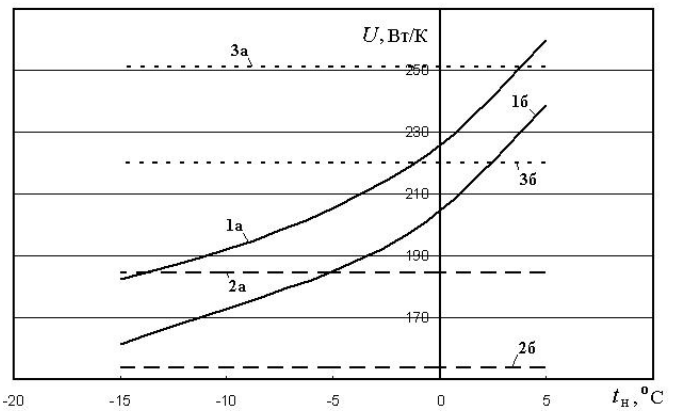


Рис. 4. Зависимость удельных потерь теплоты через неутепленный фундамент от температуры наружного воздуха: а – здание с прямоугольным фундаментом; б – здание с квадратным фундаментом.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Богословский В.Н., Сканави А.Н.* Отопление.- М: Стройиздат. – 1991. – 735 с.

2. *Накорчевский А.И., Беляева Т.Г.* Регрессионный анализ глубин годовых флуктуаций температур в верхних слоях грунта // Промышленная теплотехника. – 2005. – т.27, № 6. – С. 86 – 90.

3. *Накорчевский А.И.* Грунтовые аккумуляторы теплоты и модернизация коммунальной теплоэнергетики. Киев «Наукова думка». – 2010. – 256 с.

NUMERICAL SIMULATION OF HEAT TRANSFER THROUGH NON-INSULATED BUILDING FOUNDATION

Basok B.I., Davydenko B.V., Novikov V.G., Goncharuk S.M., Lysenko O.M.

Institute of Engineering Thermophysics of the National Academy of Sciences of Ukraine, vul. Zhelyabova, 2a, Kyiv-57, 03057, Ukraine

The heat transfer from the room through the non-insulated foundation to environment is investigated by numerical modeling. Numerical analysis of this process is carried out taking into account the temperature stabilization of ground array at a certain depth. Dependence of the relative heat flux through the foundation of the building on the outdoor temperature is obtained. It is shown that the losses of heat through the foundation of square shape are smaller than through the foundation of rectangular shape whose length is considerably greater than the width. The result of calculating of the temperature distribution on the surface of the non-insulated floor is in a good agreement with the experimental data.

References 3, figures 4.

Key words: foundation of the building, heat loss, numerical modelin.

1. Bogoslovskiy V.N., Skanavi A.N. Heating – M: Stroyizdat. – 1991. – 735 p.
2. Nakorchevskiy A.I., Belyaeva T.G. Regression analysis of the depth of annual fluctuations in temperature in the upper layers of soil // Promyishlennaya teplotehnika. – 2005. – v.27, No 6. – P. 86 – 90.
3. Nakorchevskiy A.I. Ground heat batteries and modernization of municipal power system. – Kiev: «Naukova dumka». –2010. – 256 p.

Получено 30.03.2015
Received 30.03.2015