

ИТЭ–2010, №4

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Товажнянський Л.Л., Капустенко П.О., Ульянов Л.М., Болдирев С.О., Васильев М.А.

Визначення потенціалу енергозбереження процесу дистиляції сирого бензолу. (3)

Шерстюк А.В., Братута Э.Г.

Зависимость экономичности холодильных машин и тепловых насосов от эффективности регенератора. (8)

Савченко В.А.

Эксплуатационные свойства судовых теплообменников и особенности мониторинга состояния теплообменной поверхности аппаратов, установленных на морских судах. (12)

Бикмаев С.Р., Губинский М.В., Усенко А.Ю., Федоров С.С., Форись С.Н., Шишко Ю.В.

Исследование эффективности применения теплонасосных установок для нужд теплоснабжения в условиях Украины. (15)

Семеней А.Р., Братута Э.Г.

Методика оценки эффективности теплогенератора пиролизного типа в нестационарном режиме эксплуатации. (19)

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Арсеньева О.П., Капустенко П.А., Бабак Т.Г., Хавин Г.Л.

Математическое моделирование пластинчатого конденсатора с переменным по длине сечением каналов. (23)

Краснокутский Е.В., Ведь В.Е.

Модель процесса массообмена каталитической конверсии ароматических углеводородов. (29)

Ульяев Л.М., Поливода Е.В.

ПИНЧ-диагностика и моделирование процесса разделения широкой фракции легких углеводородов. (34)

Кучер Д.Б., Харланов А.И., Медведь И.В., Тараненко С.В.

Модель распространения мощных электромагнитных излучений, наведенных комбинированными взрывамагнитными генераторами. (41)

Ведь Е.В., Толчинский Ю.А.

Модель массообмена процесса конверсии трехкомпонентной газовой смеси. (46)

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

1. *Кучер Д.Б., Харланов А.И., Медведь И.В., Литвиненко Л.В.*

Экспериментальные исследования деструктивного воздействия мощных электромагнитных излучений на подземные коаксиальные линии связи. (55)

Рассоха А.Н., Черкашина А.Н., Потанина Т.В.

Физико-механические свойства фурано-эпоксидных композитов в зоне оптимального наполнения. (63)

Семешко В.В., Щербань В.В.

Восстановление зарядов 30 мм патронов после истечения срока хранения. (67)

Анипко О.Б., Бусяк Ю.М., Баулин Д.С., Цебрюк И.В.

Интеграция этапов жизненного цикла изделий машиностроения. (70)

Нелаев В.П.

Метод выявления и практической реализации баллистического резерва ствольных систем огнестрельного метания в контексте проблемы ресурсосбережения. (78)

Нелаев В.П., Ляшев Ю.И.

Результаты пробных баллистических испытаний метательных зарядов, изготовленных по N&L-технологии, в заводских условиях. (86)

Нелаев В.П., Акуленко В.Л., Пепеляев И.А.

К вопросу о создании коммерческого варианта боеприпаса с применением N&L-технологии. (91)

Лукашев В.К., Шаров Б.И., Старикова Т.Н., Онда В.И.

Исследование технологического процесса утилизации устаревших порохов лаковым способом. (97)

Борисюк М.Д., Толстолицкий В.О., Стрѣмовський С.В., Соловйов В.М.

Дослідження характеристик рухливості легкоброньованої колісної військової машини з гідромеханічною трансмісією. (102)

Кучер Д.Б., Зонтова Т.В., Харланов А.И.

Использование резонансных свойств магнитной жидкости для повышения энергетических характеристик пьезоэлектрических генераторов частоты. (108)

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

Арсеньева О.П.

Обобщенное уравнение для расчета гидравлического сопротивления каналов пластинчатых теплообменников. (112)

Сторінка редколегії (118)

УДК 66.045.7

Товажнянський Л.Л., Капустенко П.О., Ульєв Л.М., Болдирєв С.О., Васильєв М.А.

ВИЗНАЧЕННЯ ПОТЕНЦІАЛУ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ДИСТИЛЯЦІЇ СИРОГО БЕНЗОЛУ

Вступ

На сучасному етапі розвитку народного господарства економія паливно-енергетичних, матеріальних, трудових і інших ресурсів є найважливішим завданням. У рішенні цих завдань особливу роль відіграє економія енергії, яка бере участь у формуванні будь-якого корисного цільового ефекту (продукту, роботи й ін.). На сьогодні питома енергоємність ВВП в Україні перевищує відповідні показники розвинутих країн у 9–10 разів. Якщо Японія на \$1 виробленого ВВП витрачає 370 г умовного палива, США – 600 г, то Україна – 4,7 кг [1]. В зв'язку з цим виникає потреба в розробці сучасних технологій та проведенні організаційно-технічних та економічних заходів з економії енергії. Всі ці заходи потребують докладного економічного обґрунтування здійснення інвестицій у них. Причому для заходів, пов'язаних з реалізацією інновацій в промисловості, які вимагають значних капітальних вкладень, неможливо обмежитися старим механізмом обґрунтування раціонального їх використання, що дотепер має місце, а слід використовувати спеціальні методи оцінки ефективності з урахуванням ризику і невизначеності. Така ситуація потребує глибокого дослідження в галузі сучасних підходів до економічного обґрунтування інвестицій в енергозбереження. Розробка прийнятної підходу, який враховував би особливості сучасного етапу розвитку промисловості, є дуже актуальною.

Найбільшу питому вагу в структурі потенціалу енергозбереження має промисловість – (58–59) %, за нею йдуть ПЕК – (19–20) %, комунально-побутове господарство – (11–12) % транспорт – (7–7,7) %, сільське господарство – (3–3,5) % [2].

В Україні було введено в строй 14 коксохімічних заводів. Всі вони будувались під час відносно дешевих енергоносіїв, і в сьогодні, як правило, працюють далеко не в оптимальному режимі з погляду енергоспоживання. У зв'язку з стійкою тенденцією підвищення цін на енергоносії, питання енергозбереження на КХЗ стало винятково важливим [3, 4].

За допомогою методів пінч-аналізу в роботах [5–7] була проведена інтеграція процесу дистиляції кам'яновугільної смоли на двоколонному агрегаті виробничою потужністю 16 т смоли в годину з типовою для країн СНД технологією. За допомогою апарату складових кривих технологічних потоків було показано, що в результаті теплової інтеграції можна зменшити споживання гарячих утиліт в даному процесі на величину – 60 %, а холодних на величину – 70 %. Даний аналіз показав, що в результаті теплової інтеграції процесу споживання газу зменшується з 94 м³ на тону смоли, що переробляється, до 53 м³, тобто на 44 %. У такому ж відношенні знизяться викиди шкідливих речовин в атмосферу.

Опис процесу дистиляції бензолу

У даній роботі досліджувався технологічний процес дистиляції бензолу. Сирий бензол витягується з прямого коксового газу абсорбцією органічними поглиначами. Сирий бензол є складною сумішшю хімічних (ароматичних) сполук, головними з яких є бензолі вуглеводні (бензол і його гомологи), їх зміст складає (80–90) %. Як домішки в сирому бензолі містяться неорганічні і сірчисті сполуки, феноли, піридині сполуки та ін. При уловлюванні бензолових вуглеводів з коксового газу поглинальними маслами в сирому бензолі містяться легкі погони поглинального масла і нафталін [4].

На рисунку 1 наведено технологічну схему відділення дистиляції бензолу.

Коксовий газ подається в бензолний скруббер, де орошається поглинальним маслом, після чого коксовий газ виводиться з скрубера. Поглинальне масло поступає в масляний дефлегматор, в якому підігрівається парами дистиляційної колони. З масляного дефлегматора поглинальне масло поступає в теплообмінник масла, в якому догрівається до температури 110 °С обезбензоленим маслом, що поступає з колони. Далі поглинальне масло поступає в трубчасту піч, де догрівається до температури 160 °С і поступає в дистиляційну колону. В колону подається пара з температурою 200 °С. Обезбензолене масло з колони повертається в бензолний скруббер, а пари дистиляційної колони поступають в дефлегматор масляний, з якого передаються в дефлегматор водяний і поступають в розділову колону. Частина пари дистиляційної колони конденсується і стікає в сепаратор флегми, з якого насосом повертається в колону, а сепараторна вода виводиться з сепаратора.

У розділовій колоні отримують більш вузькі фракції продуктів. Бензол виводиться з куба колони. Пари з колони поступають в конденсатор, де конденсуються, охолоджуються до 30 °С і поступають в сепаратор бензолу. В сепараторі конденсат розділяється на сепараторну воду і бензол і поступає на

склад. Технологічна схема відділення дистиляції бензолу, представлена на рис. 1 має три гарячих і два холодні потоки, які можуть бути розглянуті при тепловій інтеграції. Теплофізичні дані цих технологічних потоків наведено в таблиці 1.

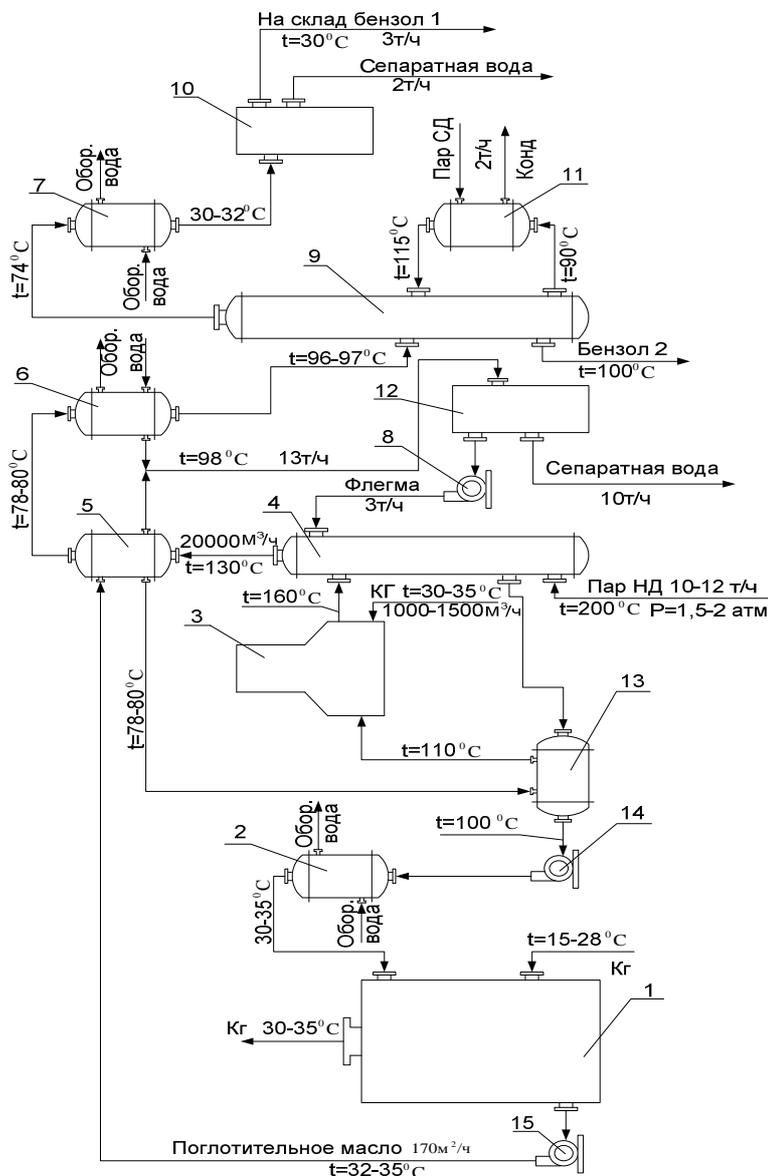


Рисунок 1 – Технологічна схема відділення дистиляції бензолу

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

Мінімальна відстань між складовими кривими уздовж осі ординат – температурної осі, визначає ΔT_{\min} у теплообмінній мережі, відповідній даних температурно-ентальпійній діаграмі, а сама область найменшого зближення уздовж осі T – пінчем [8].

Очевидно, що для того, щоб підвищити рекуперацію теплової енергії, гаряча крива має бути розташована вище за холодну складову криву в усіх точках ентальпійного інтервалу. Практично при побудові складених кривих це означає, що гаряча складова крива повинна розташовуватися ближче до температурної осі для всіх доступних на ній температур, чим холодна складова крива (рис. 2), (рис. 3). Після такої побудови шляхом горизонтального зрушення однієї з кривих може бути вибране необхідне їх положення [9].

Таблиця 1 – Теплофізичні дані технологічних потоків доступних для теплової інтеграції

№	Назва потоку	Тип	$T_s, ^\circ\text{C}$	$T_T, ^\circ\text{C}$	$W, \text{кг/с}$	$\rho, \text{кДж/кг}$	$C_p, \text{кДж/(кг}\cdot\text{K)}$	$CP, \text{кВт/K}$	$\Delta H, \text{кВт}$
1	Обезбензолене масло з колони	Гар	145	30	48,25	–	2,01	96,97	11150
2,1	Конденсація пари дист. колони	Гар	100	100	3,61	1908	–	–	7074
2,2	Охолодження пари дист. колони	Гар	130	100	3,61		1,70	6,14	
3,1	Конденсація пари розділової колони	Гар	74	74	2,36	1816	–	–	4430
3,2	Конденсат пари розділової колони	Гар	74	30	2,36	–	3,23	7,63	
4	Поглиналине масло зі скрубера	Хол	32	160	54,31	–	2,03	110,23	14109
5	Підігрів розділової колони	Хол	90	115	39,30	–	1,17	45,97	1150

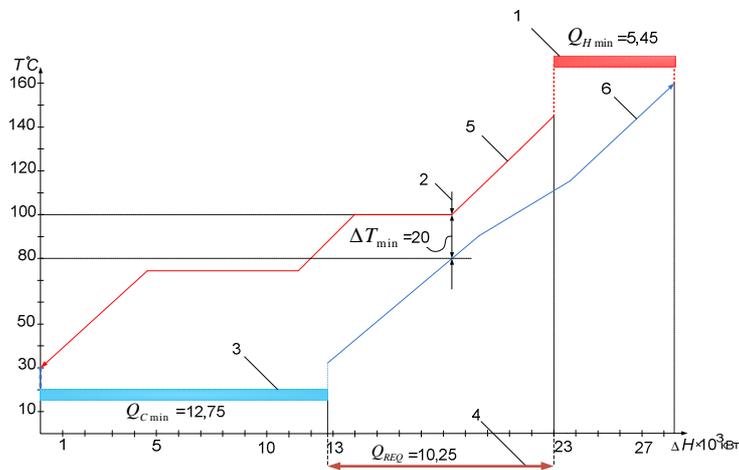


Рисунок 2 – Складові криві для існуючого процесу дистиляції бензолу
1 – Гарячі утиліти; 2 – точка пінча; 3 – холодні утиліти; 4 – рекуперация; 5 – складова крива гарячих потоків; 6 – складова крива холодних потоків

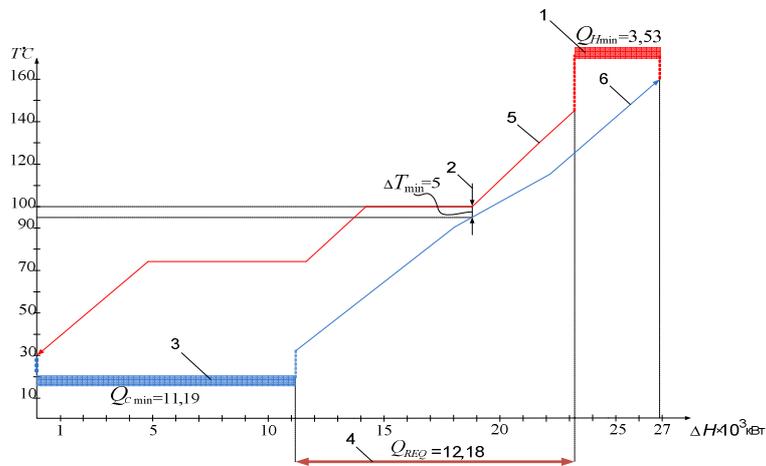


Рисунок 3 – Складові криві для $\Delta T_{\min} = 5^\circ\text{C}$
1 – Гарячі утиліти; 2 – точка пінча; 3 – холодні утиліти; 4 – рекуперация; 5 – складова крива гарячих потоків; 6 – складова крива холодних потоків

Визначення енергозберігаючого потенціалу процесу

Застосування пінч-метода дозволяє досягти істотної фінансової економії за рахунок мінімізації використання зовнішніх енергоносіїв, які як підводять теплоту, так і відводять її, шляхом максимального застосування рекуперації енергії в рамках даної енерготехнологічної системи.

За допомогою методів пінч-аналіза була проведена інтеграція процесу відділення дистиляції бензолу. Сумісне зображення гарячої і холодної складових кривих дозволяє набути цільових енергетичних значень для гарячих і холодних енергоносіїв. Область перекриття кривих уздовж осі абсцис визначає кількість теплоти, яке може бути передане вертикально від гарячих потоків, що містяться в цій частині гарячої складової кривої, холодним потокам, які містить холодна складова крива (рис. 2, 3). Розташування складових кривих на $T-H$ діаграмі (тобто монотонне зниження гарячої складової кривої і монотонне зростання холодної складової кривої) завжди приводить до максимального перекриття, а також до максимальної рекуперації теплової енергії для заданого ΔT_{\min} [10].

Оскільки вартість проекту теплообмінної системи ХТС складається як з вартості споживаних зовнішніх утиліт, так і з вартості теплообмінного устаткування, то величина ΔT_{\min} повинна робити істотний вплив на загальну вартість проекту системи теплообмінників [11].

Якщо складові криві торкаються одна одної, то в одній з точок процесу рушійна сила теплопередачі дорівнює нулю, а це означає, що для передачі кінцевого значення теплоти від гарячих потоків холодним потрібна нескінченно велика площа поверхні теплообміну і, як наслідок, нескінченно велика її вартість. При збільшенні ΔT_{\min} збільшується температурна різниця між теплоносіями і зменшується доступна до рекуперації енергія. Обидва ці чинники ведуть до зменшення загальної площі поверхні теплообміну рекуперативної системи і, отже, до зниження капітальних вкладень.

З іншого боку, збільшення ΔT_{\min} веде до збільшення цільових значень зовнішніх утиліт, а значить і до збільшення вартості споживаної енергії і холодоагентів. Отже, загальна вартість проекту складається з двох конкуруючих величин. Одна з них – капітальні вкладення – зменшується при збільшенні ΔT_{\min} , а інша – вартість зовнішніх утиліт – зростає, що приводить до немонотонного характеру залежності загальної вартості від ΔT_{\min} . Це означає, що наявність конкуруючих показників дає можливість поставити і вирішити оптимізаційну задачу, в якій критерієм оптимізації є матеріальні витрати на створення і експлуатацію нової ХТС або ХТС, що модернізується [8].

При зменшенні параметру ΔT_{\min} системи теплообмінників з 20 °С до 5 °С можна зменшити споживання гарячих утиліт в процесі дистиляції бензолу на величину – 1,92 МВт, а холодних на величину – 1,56 МВт (рис. 2, 3). Але реалізація проекту реконструкції не можлива з використанням існуючого теплообмінного обладнання. Цьому є декілька причин:

- існуючі кожухо-трубні апарати не досягають $\Delta T_{\min} = 5$ °С;
- при зменшенні параметру ΔT_{\min} для системи теплообмінників необхідно збільшення загальної площі поверхні теплообміну.

Для реалізації проекту реконструкції системи теплообмінників процесу дистиляції бензолу можливо використання апаратів пластинчастого типу, які мають ряд переваг перед апаратами кожухо-трубного типу, особливо при реконструкції існуючих виробництв [12].

Висновки

За допомогою пінч аналізу було показано, що в результаті теплової інтеграції можна зменшити споживання гарячих утиліт в даному процесі на величину – 35 %, а холодних на величину – 12,3 %. При вартості природного газу 2500 грн. за 1000 м³, річна сума економії підприємства від зменшення витрат природного газу складатиме 4452224 грн.

Ця економія може бути досягнута після розробки детального проекту реконструкції теплообмінної системи. При цьому увага повинна бути звернена не тільки на вибір інструменту проектування теплообмінної системи ХТС та типів апаратів, а й на вибір оптимального параметру ΔT_{\min} .

Література

1. Урядовий портал, Прес-служба Кабінету Міністрів України, режим доступу до ресурсу: <http://www.kmu.gov.ua/>
2. Офіційний сайт Національної Академії Наук України, режим доступу до ресурсу: <http://www.nas.gov.ua/>
3. Звонарев В.В. Улучшение процесса регенерации масла в цехе улавливания химических про-

- дуктов / Звонарев В.В., Устюгов Н.Г., Трофимов Е.Г. [и др.] // Кокс и химия. – 2006. – № 3. – С. 23–26.
4. Кресс Л.А. Реконструкция бензольного отделения коксохимического производства / Кресс Л.А., Колесникова В.И., Крякунов С.В. // Кокс и химия. – 2005. – № 10. – С. 19–22.
5. Товажнянский Л.Л. Анализ потенциала энергосбережения в процессе дистилляции каменноугольной смолы / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Ульев Л.М. [и др.] // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2001. – № 2. – С. 16–22.
6. Товажнянский Л.Л. Определение потенциала энергосбережения процесса дистилляции каменноугольной смолы и процесса переработки нафталиновой фракции на Авдеевском КХЗ / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Ульев Л.М. [и др.] // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2003 – № 2. – С. 23–30.
7. Товажнянский Л.Л. Создание оптимальной теплообменной системы в процессе дистилляции каменноугольной смолы / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Ульев Л.М. [и др.] // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2004. – № 2. – С. 85–90.
8. Смит Р. Основы интеграции тепловых процессов / Смит Р., Клемеш Й., Товажнянский Л.Л. и др. – Харьков.: НТУ «ХПИ». 2000. – 456 с.
9. Smith R. Chemical process design and integration / Smith R. – Chichester.: John Wiley & Sons Ltd. 2005. – 688 p.
10. Kemp J.C. Pinch analysis and process integration. A user guide on process integration for the efficient use of energy / Kemp J.C. – Oxford.: Elsevier. 2007. – 396 p.
11. Taal M. Cost estimation and energy price forecasts for economic evaluation of retrofit projects / Taal M., Bulatov I., Klemeš J. [and others] // Applied Thermal Engineering. – 2003. – № 23. – p. 1819–1835.
12. John E. Hesselgreaves. Compact Heat Exchangers. Selection, Design, And Operation / John E. Hesselgreaves. – Pergamon Press. An Imprint of Elsevier Science. 2001. – 437 p.

Bibliography (transliterated)

1. Urjadovij portal, Pres-sluzhba Kabinetu Ministriv Ukraïni, rezhim dostupu do resursu: <http://www.kmu.gov.ua/>
2. Oficijnij sajt Nacional'noï Akademii Nauk Ukraïni, rezhim dostupu do resursu: <http://www.nas.gov.ua/>
3. Zvonarev V.V. Uluchshenie processa regeneracii masla v cehe ulavlivanija himicheskikh produktov Zvonarev V.V., Ustjugov N.G., Trofimov E.G. [i dr.] Koks i himija. – 2006. – # 3. – p. 23–26.
4. Kress L.A. Rekonstrukcija benzol'nogo otdelenija koksohimicheskogo proizvodstva Kress L.A., Kolesnikova V.I., Krjakunov S.V. Koks i himija. – 2005. – # 10. – p. 19–22.
5. Tovazhnjanskij L.L. Analiz potenciala jenergosberezhenija v processe distilljaciei kamennougol'noj smoly Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Ul'ev L.M. [i dr.] Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. – 2001. – # 2. – p. 16–22.
6. Tovazhnjanskij L.L. Opredelenie potenciala jenergosberezhenija processa distilljaciei kamennougol'noj smoly i processa pererabotki naftalinovoj frakcii na Avdeevskom KHZ Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Ul'ev L.M. [i dr.] Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. – 2003 – # 2. – p. 23–30.
7. Tovazhnjanskij L.L. Sozdanie optimal'noj teploobmennoj sistemy v processe distilljaciei kamennougol'noj smoly Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Ul'ev L.M. [i dr.] Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. – 2004. – # 2. – p. 85–90.
8. Smit R. Osnovy integracii teplovyh processov Smit R., Klemesh J., Tovazhnjanskij L.L. i dr. – Har'kov.: NTU «HPI». 2000. – 456 p.
9. Smith R. Chemical process design and integration Smith R. – Chichester.: John Wiley & Sons Ltd. 2005. – 688 p.
10. Kemp J.C. Pinch analysis and process integration. A user guide on process integration for the efficient use of energy Kemp J.C. – Oxford.: Elsevier. 2007. – 396 p.
11. Taal M. Cost estimation and energy price forecasts for economic evaluation of retrofit projects Taal M., Bulatov I., Klemeš J. [and others] Applied Thermal Engineering. – 2003. – # 23. – p. 1819–1835.
12. John E. Hesselgreaves. Compact Heat Exchangers. Selection, Design, And Operation John E. Hesselgreaves. – Pergamon Press. An Imprint of Elsevier Science. 2001. – 437 p.

УДК 66.045.7

Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Ульев Л.М., Болдырев С.А., Васильев М.А.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОТЕНЦИАЛА ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ ДИСТИЛЛЯЦИИ
СЫРОГО БЕНЗОЛА**

Представленная работа посвящена изучению процесса дистилляции бензола на коксохимическом производстве, определению потенциала энергосбережения для существующего процесса. Определены целевые значения горячих и холодных утилит существующего процесса. Экономия за счет снижения параметра ΔT_{\min} в теплообменной сети составит 35 % для горячих утилит и 12,3 % для холодных утилит.

Tovazhnyansky L., Kapustenko P., Ulyev L., Boldyryev S., Vasilyev M.

ENERGY SAVING POTENTIAL DEFINITION OF CRUDE BENZENE DISTILLATION PROCESS

Present work is dedicated to studying of the benzene distillation process and energy saving retrofit of existing flowsheet by process integration methods. Target values of cold and hot utilities of existing process were determined. Hot and cold utilities consumption was reduced on 35 % and 12.3 % respectively. It was achieved by ΔT_{\min} decreasing and cross pinch blocking. Design of the optimal heat exchangers network design was outlined.

ЗАВИСИМОСТЬ ЭКОНОМИЧНОСТИ ХОЛОДИЛЬНЫХ МАШИН И ТЕПЛОВЫХ НАСОСОВ ОТ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕГЕНЕРАТОРА

В [1], показано, что охлаждение жидкости перед регулирующим вентилем за счет перегрева пара приводит к снижению потерь от необратимости в процессе дросселирования. Кроме того, величина перегрева оказывает непосредственное влияние на коэффициент подачи λ , являющийся показателем конструктивного совершенства компрессора. С увеличением перегрева растет λ , при этом с понижением T_0 его рост более значительный [2].

На результативность перегрева оказывают влияние теплофизические свойства хладагента, уровень температурных границ цикла, гидравлические сопротивления по тракту регенеративного теплообменника, а также его эффективность. Известно [3], что с ростом перегрева пара в регенеративном теплообменнике (РТ) снижается плотность пара на всасывании в компрессор, при этом уменьшается массовый расход хладагента, возрастают потери давления пара в РТ, что при заданном компрессоре приводит к увеличению удельной работы сжатия из-за снижения давления на всасывании. Таким образом, принятие решения об эффективности применения регенерации требует анализа большого числа факторов.

Для оценки влияния перегрева на холодильный коэффициент целесообразно использовать многовариантный расчет параметров термодинамического цикла.

На рис. 1–3 приведены зависимости для величины $\epsilon_{рт}/\epsilon$, представляющей отношение холодильного коэффициента цикла с РТ к холодильному коэффициенту простого одноступенчатого цикла от эффективности РТ $\eta_{рт}$. Зависимости получены для различных температурных границ цикла при постоянных значениях величины перегрева в испарителе $\Delta T_{пер} = 5 \text{ }^\circ\text{C}$, величины переохлаждения в конденсаторе $\Delta T_{по} = 2 \text{ }^\circ\text{C}$. Величина потерь давления во всасывающей линии $\Delta P_{вс}$ эквивалентна заданному снижению температуры испарения на $0,5 \text{ }^\circ\text{C}$.

Эффективность РТ оценивается по соотношению [4,5]

$$\eta_{рт} = \frac{T_{вых}^{пар} - T_{вх}^{пар}}{T_{вх}^{ж} - T_{вх}^{пар}} \cdot 100 \text{ } \%,$$

где $T_{вх}^{пар}$, $T_{вых}^{пар}$ – температура пара на входе и выходе из РТ; $T_{вх}^{ж}$ – температура жидкости на входе в РТ.

Влияние теплофизических характеристик представилось целесообразным учитывать с помощью критерия Клаузиуса

$$K_L = r / (T_{кр} \cdot C_{рж}),$$

где r – теплота парообразования; $T_{кр}$ – критическая температура; $C_{рж}$ – изобарная теплоемкость жидкого хладагента при температуре конденсации.

Как видно из рис. 1–3 при снижении KI^* величина $\epsilon_{рт}/\epsilon$, характеризующая результативность перегрева, возрастает. Для хладагентов с малыми значениями KI^* при сохранении постоянной разности между температурой испарения и конденсации в цикле ($T_k - T_0 = 45 \text{ }^\circ\text{C}$) и одновременном увеличении T_0 и T_k величина $\epsilon_{рт}/\epsilon$ возрастает. В целом характер изменения $\epsilon_{рт}/\epsilon$ от KI^* при постоянном значении $\eta_{рт}$ носит монотонный характер. Исключение составляет хладагент R410A ($KI^* = 0,315$), являющийся неазеотропной смесью.

Для детального анализа влияния теплофизических свойств на эффективность применения регенерации на рис. 4–6 приведены расчетные диаграммы относительной величины изменения холодильного коэффициента цикла с РТ $\Delta \epsilon$ от KI^* . Зависимости получены при постоянной величине $\eta_{рт} = 50 \text{ } \%$ и различных температурных границах цикла. Как видно из рис. 4–6, при увеличении температур испарения и конденсации имеет место неодинаковый характер изменения $\Delta \epsilon$ для хладагента R410A ($KI^* = 0,315$). Для этого хладагента по всей вероятности определяющее значение на эффективность регенерации оказывает критерий $L = c_p''/c_p'$, характеризующий относительный наклон пограничных кривых, который при обобщении результатов не учитывался.

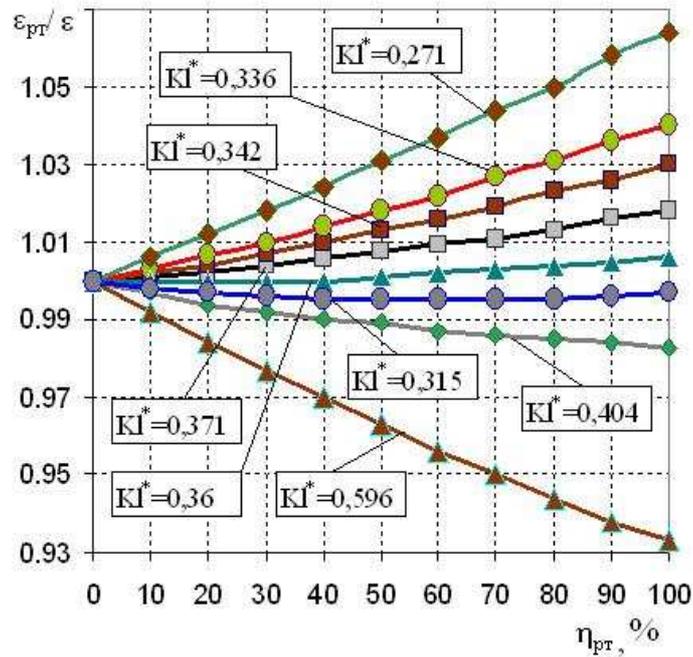


Рисунок 1 – Зависимость показателя $\epsilon_{рт}/\epsilon$ от эффективности РТ $\eta_{рт}$ для различных значений критерия Клаузиуса при $T_0 = -10\text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 35\text{ }^\circ\text{C}$

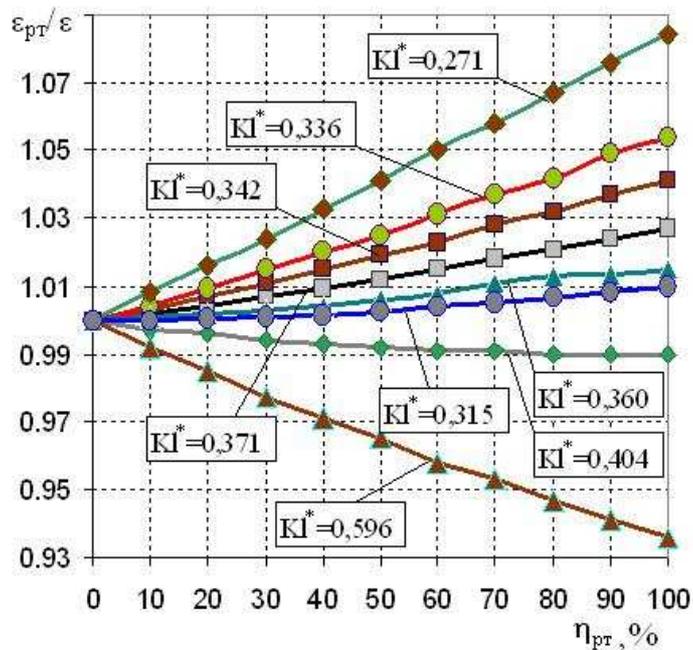


Рисунок 2 – Зависимость показателя $\epsilon_{рт}/\epsilon$ от эффективности РТ $\eta_{рт}$ для различных значений критерия Клаузиуса при $T_0 = 0\text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 45\text{ }^\circ\text{C}$

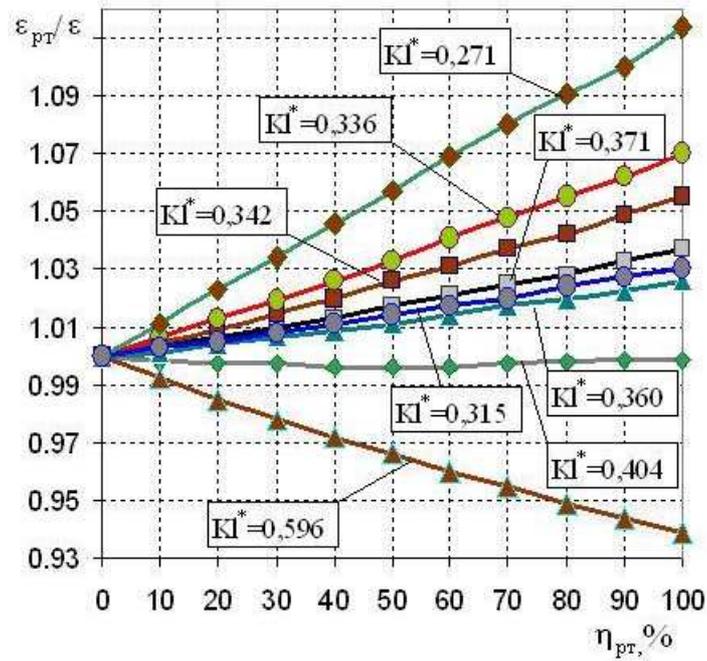


Рисунок 3 – Зависимость показателя $\varepsilon_{рт}/\varepsilon$ от эффективности РТ $\eta_{рт}$ для различных значений критерия Клаузиуса при $T_0 = 10 \text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 55 \text{ }^\circ\text{C}$

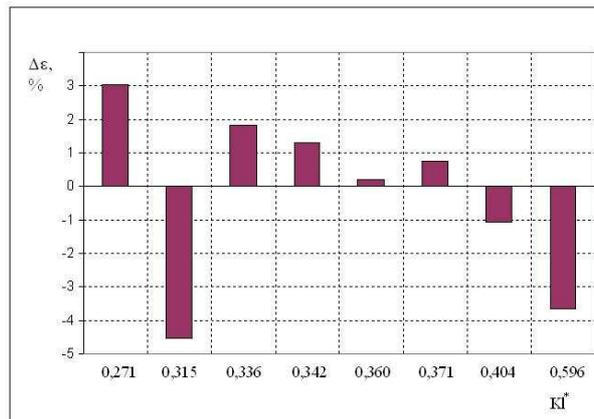


Рисунок 4 – Зависимость $\Delta\varepsilon$ от KI^* при $T_0 = -10 \text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 35 \text{ }^\circ\text{C}$

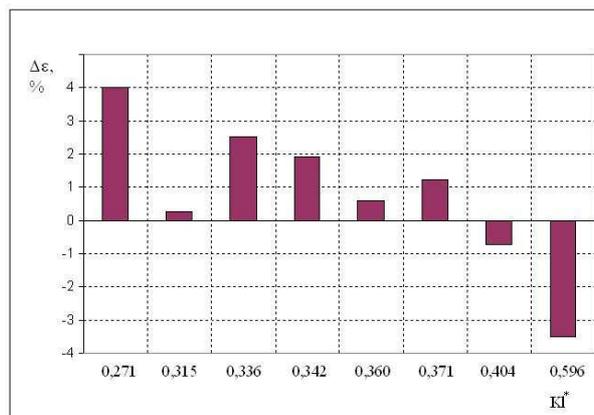


Рисунок 5 – Зависимость $\Delta\varepsilon$ от KI^* при $T_0 = 0 \text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 45 \text{ }^\circ\text{C}$

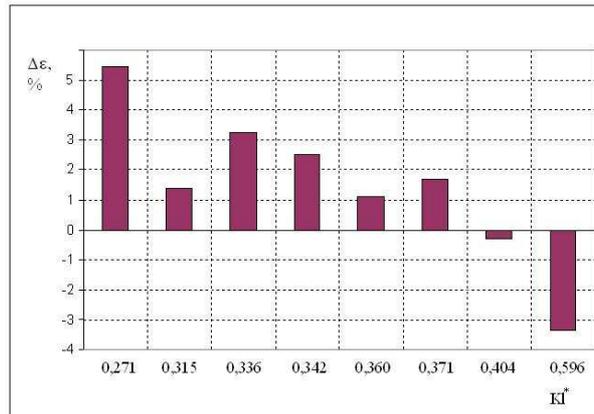


Рисунок 6 – Зависимость $\Delta \epsilon$ от KI^* при $T_0 = 10 \text{ }^\circ\text{C}$; $T_k = 55 \text{ }^\circ\text{C}$

1. По результатам численных исследований не установлено существование оптимальной величины перегрева, соответствующей максимальному значению коэффициента преобразования ТНУ.

2. Максимальные значения μ_{\max} , полученные в работе [6] при варьировании величины перегрева пара, а также температуры испарения при сохранении постоянными температурных границ цикла, в данном случае, следует объяснить приближением температуры конденсации к критической температуре, а это, как известно, приводит к уменьшению теплоты парообразования и снижению эффективности.

Литература

1. Быков А.В. Холодильные машины и тепловые насосы / А.Б. Быков, И.М. Калнинь, А.С. Крузе. – М.: Агропромиздат. – 1988. – 287 с.
2. Везиришвили О. Ш. Характеристики парокompрессионных холодильных машин в режиме теплонасосных установок// Холодильная техника. – 1984. – №8. – С. 7–9.
3. Калнинь И.М. Энергетическая эффективность одноступенчатой компрессорной системы/ И.М. Калнинь, А.А. Лебедев, С.Л. Серова//Прогрессивные методы исследования и проектирования холодильного и компрессорного оборудования. Тематический сборник трудов ВНИИХолодмаш. – 1988. – С. 3–8.
4. Domanski P. A. Evaluation of suction-line/liquid-line heat exchange in the refrigeration cycle/ P.A. Domanski, D.A. Didion//International Journal of Refrigeration. – 1994. – Vol. 17. – № 7.– P. 487–493.
5. Klein S.A. Refrigeration System Performance using Liquid-Suction Heat Exchangers/ S.A. Klein, D.T. Reindal, K. Brownell//International Journal of Refrigeration.– 2000.– Vol. 23.– № 8. – P. 588–596.
6. Чайченец Н.С. Способы повышения эффективности теплонасосных сушильных установок //Холодильная техника. – 1987.– №7. – С. 15–20.

Bibliography (transliterated)

1. Bykov A.V. Holodil'nye mashiny i teplovye nasosy A.B. Bykov, I.M. Kalnin', A.S. Kruze. – М.: Agropromizdat. – 1988. – 287 p.
2. Vezirishvili O. Sh. Harakteristiki parokompresionnyh holodil'nyh mashin v rezhime te-plonasosnyh ustanovok Holodil'naja tehnika. - 1984. - #8. - p. 7-9.
3. Kalnin' I.M. Jenergeticheskaja jeffektivnost' odnostupenchatoj kompressornoj sistemy I.M. Kalnin', A.A. Lebedev, S.L. Serova Progressivnyye metody issledovaniya i proektirovaniya holodil'nogo i kompressornogo oborudovaniya. Tematicheskij sbornik trudov VNIИholodmash. – 1988. – p. 3–8.
4. Domanski P. A. Evaluation of suction-line liquid-line heat exchange in the refrigeration cycle P.A. Domanski, D.A. Didion International Journal of Refrigeration. – 1994. – Vol. 17. – # 7.– P. 487–493.
5. Klein S.A. Refrigeration System Performance using Liquid-Suction Heat Exchangers S.A. Klein, D.T. Reindal, K. Brownell International Journal of Refrigeration.– 2000.– Vol. 23.– # 8. – P. 588–596.
6. Chajchenec N.S. Sposoby povysheniya jeffektivnosti teplonasosnyh sushil'nyh ustanovok Holodil'naja tehnika. – 1987.– #7. – p. 15–20.

УДК 620.9: 657.471

Шерстюк А.В., Братута Е.Г.

**ЗАЛЕЖНІСТЬ ЕКОНОМІЧНОСТІ ХОЛОДИЛЬНИХ МАШИН І ТЕПЛОВИХ НАСОСІВ
ВІД ЕФЕКТИВНОСТІ РЕГЕНЕРАТОРА**

В роботі проведено чисельне дослідження термодинамічних режимів роботи холодильних установок які включають регенератор з метою отримання узагальнених залежностей для аналізу холодильного коефіцієнту регенеративного циклу від основних визначальних факторів.

Sherstyuk AV., Bratuta E.G.

**EFFICIENCY OF REFRIGERATING MACHINE AND HEAT PUMPS – REGENERATOR'S
EFFECTIVENESS RELATION**

Numerical study of thermodynamic modes of refrigerating machine and heat pumps has been done with varying efficiency of regenerator's operating.

**ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА СУДОВЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ
И ОСОБЕННОСТИ МОНИТОРИНГА СОСТОЯНИЯ ТЕПЛООБМЕННОЙ ПОВЕРХНОСТИ
АППАРАТОВ, УСТАНОВЛЕННЫХ НА МОРСКИХ СУДАХ**

Затраты на эксплуатацию СЭУ достигают 60–70 % общих затрат по судну, стоимость расходуемого топлива составляет 50 % и более стоимости морских перевозок. Однако общая оценка СЭУ, в том числе и экономическая, определяется не только топливной экономичностью. В число важнейших показателей входят надежность, простота и экономичность ТО (технического обслуживания) и другие. Задачи повышения надежности как СЭУ, так и других элементов, систем и агрегатов судна обусловлены общей проблемой повышения эффективности флота, которая на современном этапе, в условиях постоянного роста цен на жидкое топливо и высокую конкуренцию, имеет непреходящее значение и актуальность.

В процессе эксплуатации судна проявляются такие факторы, как условия внешней среды, задание, характер рейса и район плавания, квалификация персонала, срок службы судна, уровень оплаты труда и другие. Однако общие закономерности и взаимосвязи между элементами судового оборудования и СЭУ для судна, как сложной технической системы типа «силовая установка – подвижная платформа» представляется достаточно универсальным.

Повсеместный переход на дизели как основные двигатели СЭУ привел к высокой степени унификации типов и схем судовых энергетических установок. При этом процесс углубления унификации систем продолжается, что пока является резервом дальнейшего повышения эксплуатационных качеств судна в целом.

Одним из наиболее распространенных типов оборудования на всех судах являются теплообменники. Это холодильники главного и вспомогательных двигателей, воздухо- и маслоохладители, испарители, конденсаторы, воздухоочистители, калориферы холодильников, рефрижераторных систем и систем вентиляции и кондиционирования воздуха, теплообменники теплоутилизационных контуров.

В ряде публикаций [1,2,3] отмечается часто массовый характер отказов водо-, масло-, воздухоохладителей судовых дизелей, причем некоторые из отказов теплообменников приводят к вынужденным остановкам судна в море. Анализ данных [1] показывает, что наибольшее число отказов воздухоохладителей дизелей 6ЧН 18/22, MAN K8Z 70/120E, 16 ZV 40/48. Ремонт устанавливаемых ранее кожухотрубчатых теплообменников требует больших трудозатрат, а главное времени. Практика эксплуатации кожухотрубчатых ТА показала большое количество отказов, причем наибольшее число из них приходится на охладители циркуляционного масла, воды, охладителя масла турбокомпрессора и подогревателя тяжелого топлива главных двигателей. Во многих случаях теплообменники приходилось заменять новыми после 2–3-х лет эксплуатации, причем отличаются отдельные случаи выхода из строя после 1–5 тыс. часов работы теплообменника. Поэтому в последние 10–15 лет как на новых судах, так и при капитальном ремонте ранее спущенных судов, устанавливают пластинчатые теплообменники, преимуществами которых являются:

- высокая компактность (по сравнению с кожухотрубными в 4–6 раз меньше);
- ремонтпригодность;
- технологичность при обслуживании.

Однако, практически во всех доступных источниках отмечается в качестве характерной неисправности, приводящей фактически к отказу – ухудшение теплопередачи в результате отложений на теплообменной поверхности [1,3].

С учетом этого профилактическое обслуживание, когда в соответствии с условиями функционирования планируются вскрытия ПТА, очистка поверхности, диагностика состояния пластин и прокладок с возможной предупредительной частичной заменой, представляющее собой нетрудоёмкий восстановительный ремонт, позволяет повысить надежность как теплообменного оборудования, так и судна в целом, и практически исключить остановку судна в море по причине отказа теплообменного оборудования СЭУ. Здесь уместно отметить, что основные убытки при эксплуатации судов (более 60 % общих финансовых потерь) вызваны простоем судов [1].

Кроме этого, до настоящего времени не уделяется достаточного внимания решению задач по рациональному выбору эксплуатационных режимов и соответствующих им систем технического обслуживания. Вместе с тем, представляется понятным, что рациональное использование технических и эксплуатационных резервов наряду со своевременным проведением профилактических мероприятий в совокупности обеспечивают снижение затрат и повышение эффективности эксплуатации судна. При этом значительные и ещё не в полной мере используемые резервы скрыты в полной утилизации теплоты газов и охлаждающей воды.

Пластинчатые теплообменные аппараты, устанавливаемые на морских судах – холодильники главных и вспомогательных двигателей, масло- и воздухоохладители, испарители и конденсаторы – конструктивно и по типу устанавливаемых пластин не отличаются от таковых, применяемых в энергетике, технологических процессах, коммунальном хозяйстве в системах отопления и горячего водоснабжения. Более того, теплогидравлические режимы работы этих теплообменников для соответствующих типов из унифицированного ряда сходны, что позволяет использовать для определения термического сопротивления отложений выявленную зависимость [5] от скорости воды и времени работы теплообменника

$$R_s(\tau, W) = (3,74 - 3,075W) \cdot 10^{-6} \sqrt{\tau} . \quad (1)$$

Однако, следует отметить, что несмотря на указанную общность существует ряд особенностей для ПТА работающих на морских судах.

Всю совокупность морских судов можно разделить на две группы:

1. С пластинчатыми теплообменниками и;
2. С кожухотрубными и другими типами.

Пластинчатые теплообменники устанавливаются предпочтительно фирмы Альфа-Лаваль (по данным Альфа-Лаваль около 67 % судов оборудуется ПТА этой фирмы) последние 15 лет на новых судах. Суда более ранней постройки в процессе проведения ремонтных работ постепенно переоснащаются [1].

В 1997 году в результате общей аварии на т/х «Володимир Савельев», ущерб 600000 USD, заменили кожухотрубные холодильники главных двигателей SKL, на пластинчатые теплообменные холодильники фирмы АЛЬФА-Лаваль. И затем на всей серии судов 5 корпусов типа «ДЕСНА», постройки судостроительной верфи NAVOL с 1997 по 2002 г.г.

В 1999г в результате износа кожухотрубных холодильников вспомогательных двигателей VALMET, сложности ремонта, заменили на ПТА Альфа-Лаваль.

В тоже время все эти суда являются собственностью различных судоходных компаний и государств и поэтому организация опроса технически затруднительна. С другой стороны, не на всех морских судах обслуживание ПТА выполняется экипажами, в обязанности которого, причем, не входит оценка состояния поверхности теплообменника если она не повреждена (течь, негерметичность) и уж подавно оформление опросной карты.

Сервисная служба фирмы Альфа-Лаваль неохотно делится с данными, имеющимися у них поскольку увеличение межсервисных сроков сокращает число обслуживаний в ходе жизненного цикла, что снижает доход компании и уменьшает занятость персонала.

Тем не менее, отдельные данные по ПТА, установленным на морских судах были получены. Это суда типа «ДЕСНА» построенные на судовой верфи NAVOL г.Олтеница, Румыния, поднадзорны Germanischer Lloyd. Серия из 5 корпусов с 1997 по 2002. На которых ПТА Альфа-Лаваль установлены в качестве двух холодильников для главных двигателей SKL, и три холодильника для вспомогательных двигателей VALMET.

При этом основной задачей являлось определение влияния солености воды на изменение интенсивности роста термического сопротивления отложений.

Методически эта задача решалась следующим образом. Считали, что вновь установленный теплообменник соответствует показателям по температурам воды на входе и выходе как для морской, так и для циркуляционной воды, площадь теплопередающей поверхности ПТА $F_{то}$ и соответствующие коэффициенты теплоотдачи (α_1 и α_2) известны. Тогда, через τ часов работы температуры на выходе из ПТА изменятся и будут составлять $t_{1\tau}$ и $t_{2\tau}$, что приведет к изменению среднелогарифмического температурного напора Δt_{cp} . При этом появятся термические сопротивления отложений как со стороны циркуляционной воды R_{31} , так и морской R_{32} . Величина R_{31} определялась по установленному соотношению (1) по времени работы ПТА τ и скорости циркуляционной воды W_1 , тогда в коэффициенте теплопередачи неизвестной величиной является R_{32} .

$$k(\tau) = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta_{31}(\tau)}{\lambda_{31}} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2} + \frac{\delta_{32}(\tau)}{\lambda_{32}}} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2} + R_{31}(\tau) + R_{32}(\tau)} . \quad (2)$$

Эта величина определялась путем совместного решения уравнений теплового баланса и теплопередачи в виде:

$$k(\tau)F\Delta t_{cp} = G_1 c_{p1}(t_{1\tau}'' - t_1') \quad (3)$$

Откуда

$$R_{32} = \frac{1}{\frac{F\Delta t_{cp}}{G_1 c_p (t_{1\tau}'' - t_1')} - \left[\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\partial}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2} + \frac{1}{(3.74 - 3.075W)10^{-6}\sqrt{\tau}} \right]}. \quad (4)$$

Сравнение полученных результатов термического сопротивления отложений из морской воды с зависимостью (1) показало, что для соответственных периодов наработки ПТА (τ), термическое сопротивление отложений для морской воды на (5–7...11 %) выше, чем для не морской воды. Можно предположить, что это связано с наличием в морской воде солей и биоорганизмов. Так при средней концентрации солей 35г на 1кг воды, соленость воды колеблется в широких пределах от 6–8 ‰ в Балтийском море и до 26 ‰ (Белое море) и даже 40 ‰ (Красное море). Кроме того, соленость морской воды меняется и с сезоном, что учитывается на грузовой марке судна [4].

Состав солей также неоднороден, так хлориды составляют ~ 88,7 %, сульфаты – 10,8 %, карбонаты – до 0,3 %, остальные ~ 0,2 %. Изменение солености отражается на плотности морской воды, так, например при содержании солей 27 % плотность воды составляет 1,180 кг/м³(Каспий). Сопоставление данных об изменении термического сопротивления от времени работы ПТА и скорости теплоносителя с анализом данных об условиях использования судна привели к выводу о том, что изменение термического сопротивления пропорционально отношению $\frac{\rho_{м.в.}}{\rho_0}$, где $\rho_{м.в.}$ и ρ_0 – плотности морской (соленой) и «чистой» воды соответственно.

С учетом этого в выражение (1) был введен поправочный коэффициент для морской (соленой) воды и это выражение уже как для морской, так и для обычной воды записывается в виде:

$$R_3(W; \tau) = \frac{\rho_{м.в.}}{\rho_0} (3,74 - 3,075W) \cdot 10^{-6} \sqrt{\tau}. \quad (5)$$

Как видно из (5) при использовании обычной воды $\rho_{м.в.} = \rho_0$ и тогда выражение (5) преобразуется в выражение (1). Таким образом выражение (5) носит универсальный характер и может применяться для оценки термического сопротивления слоя отложений в зависимости от скорости теплоносителя (W) и времени работы ПТА (τ) как для морской, так и для пресной воды.

Литература

1. Овсянников М.К., Петухов В.А. Судовые дизельные установки: Справочник – Л.: Судостроение, 1986.424 с., ил.
2. Справочник по теплообменникам: В 2т. Пер. с англ. Под ред. Б.С. Петухова, В.К. Шикова. – М Энергоатомиздат, 1987.
3. Ермилов В.Г. Теплообменные аппараты и конденсационные установки: – Л.: Судостроение, 1974.
4. Новиков А.И., Зиньковский-Горбатенко В.Г., Кот В.П. Грузовая марка морских судов / А.И. Новиков, В.Г. Зиньковский-Горбатенко, В.П. Кот: Учебное пособие, – Севастополь: Издатель Кручинин Л.Ю., 2006 – 160 е.; ил.
5. Anipko O., Gogenko A., Arsenyeva O., Kapystenko P. Accountin for fouling in plate heat exchanger design \ Chemical engineering transactions. Vol.12, 2007. pp. 207–212. ISBN 88-901915-4-6.

Bibliography (transliterated)

1. Ovsjannikov M.K., Petuhov V.A. Sudovye dizel'nye ustanovki: Spravochnik – L.: Sudostroe-nie, 1986.424 p., il.
2. Spravochnik po teploobmennikom: V 2t. Per. s angl. Pod red. B.S. Petuhova, V.K. Shikova. – M Jenergoatomizdat, 1987.
3. Ermilov V.G. Teploobmennye apparaty i kondensacionnye ustanovki: – L.: Sudostroenie, 1974.
4. Novikov A.I., Zin'kovskij-Gorbatenko V.G., Kot V.P. Gruzovaja marka morskih sudov / A.I. Novikov, V.G. Zin'kovskij-Gorbatenko, V.P. Kot: Uchebnoe posobie, – Sevastopol': Izdatel' Kru-chinin L.Ju., 2006 – 160 e.; il.
5. Anipko O., Gogenko A., Arsenyeva O., Kapystenko P. Accountin for fouling in plate heat exchanger design \ Chemical engineering transactions. Vol.12, 2007. pp. 207–212. ISBN 88-901915-4-6.

УДК 621.165

Савченко В.А.

**ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ВЛАСТИВОСТІ СУДНОВИХ ТЕПЛОБМІННИКІВ І ОСОБЛИВОСТІ
МОНІТОРІНГУ СТАНУ ТЕПЛОБМІННОЇ ПОВЕРХНІ АПАРАТІВ, ЩО УСТАНОВЛЕНО НА
МОРСЬКИХ СУДАХ**

У роботі розглянуто питання, що пов'язано з вибором того чи іншого типу ТА і наведено переваги установки на морські суда саме пластинчастих ТА фірми «Альфа-Лаваль». Також проаналізовано основні фактори, що впливають на утворення відкладень у ТА.

УДК 621.577

Бикмаев С.Р., Губинский М.В., Усенко А.Ю., Федоров С.С., Форись С.Н., Шишко Ю.В.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОНАСОСНЫХ УСТАНОВОК
ДЛЯ НУЖД ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ В УСЛОВИЯХ УКРАИНЫ**

В настоящее время перед Украиной, как и перед всем миром, остро стоят две взаимосвязанные проблемы: экономия топливно-энергетических ресурсов и уменьшение загрязнения окружающей среды. В условиях истощения запасов органического топлива и резкого повышения затрат на освоение новых месторождений становится все более нерациональным сжигание угля, газа и нефтепродуктов в миллионах маломощных котельных и индивидуальных топочных агрегатах, вызывающее большое количество вредных выбросов в атмосферу и существенное ухудшение экологической обстановки в городах и мире.

Одним из наиболее эффективных путей экономии топливно-энергетических ресурсов является использование экологически чистых нетрадиционных возобновляемых источников энергии, и в первую очередь, солнечной энергии, аккумулированной в грунте, водоемах и воздухе [1–3]. Однако периодичность действия и низкий температурный потенциал этих источников не позволяют использовать их энергию непосредственно, без преобразования. В качестве преобразователей тепловой энергии, от теплоносителя с низкой температурой к теплоносителю с более высокой температурой, используются теплонасосные установки (ТНУ)

Целью данной работы является определение целесообразности применения ТНУ для нужд теплоснабжения при существующем технологическом уровне производств и преобразования энергии.

Для оценки энергетической эффективности теплового насоса используется коэффициент преобразования μ , представляющий собой отношение теплоты, отдаваемой нагреваемому теплоносителю, к затраченной энергии на привод компрессора.

На практике величина коэффициента преобразования, в основном, зависит от разности температуры источника и потребителя, степени обратимости цикла, термодинамических свойств рабочего тела и других факторов. Зависимости коэффициентов преобразования теплового насоса от температуры низкопотенциального источника теплоты и температуры нагреваемого теплоносителя приведены на рисунке 1. Во всех расчетах использовались Р-Т диаграммы аммиака (R717).

На рисунке 1 видно, что, например, при температуре источника теплоты на уровне $+10\text{ }^{\circ}\text{C}$ и температуре нагрева теплоносителя на уровне $60\text{ }^{\circ}\text{C}$ коэффициент преобразования теплонасосной установки достигает 2,53. С увеличением температуры источника низкопотенциального тепла или с уменьшением температуры, необходимой потребителю, коэффициент преобразования возрастает и может достигать 5 и больших значений.

В качестве низкопотенциальных источников теплоты могут использоваться:

а) вторичные энергетические ресурсы промышленного производства

- теплота вентиляционных выбросов;
- теплота серых канализационных стоков;
- сбросная теплота технологических процессов.

б) возобновляемые источники энергии:

- теплота окружающего воздуха;
- теплота грунтовых вод;
- теплота водоемов и природных водных потоков;
- теплота солнечной энергии;
- теплота поверхностных слоев грунта.

Выбор хладагента также имеет большое значение в работе теплового насоса. Поэтому, хладагент не должен быть легковоспламеняемым, оказывать разрушающее влияние на окружающую среду, быть токсичным. При этом он должен иметь рабочее давление, близкое к атмосферному и высокую удельную теплоту парообразования, иметь совместимость с материалами, из которых изготавливается холодильная машина, и имеет низкую себестоимость [2].

В таблице 1 представлены зависимости коэффициента преобразования теплового насоса от наиболее распространенных хладагентов при прочих равных условиях ($t_{\text{ист}} = 10\text{ }^{\circ}\text{C}$, $t_{\text{тн}} = 60\text{ }^{\circ}\text{C}$).

Исходя из результатов расчета приведенных в таблице 1, видно, что применение некоторых хладагентов существенно повышает коэффициент преобразования теплоты. Например, при сравнении двух тепловых насосов, использующих в качестве рабочего тела R717 и R410A соответственно, коэффициент преобразования первого будет выше на 0,56 (28,6 %). Поэтому при выборе хладагента необходимо учитывать его термодинамические и теплофизические характеристики. Это позволит достичь максимальной

эффективности работы теплового насоса.

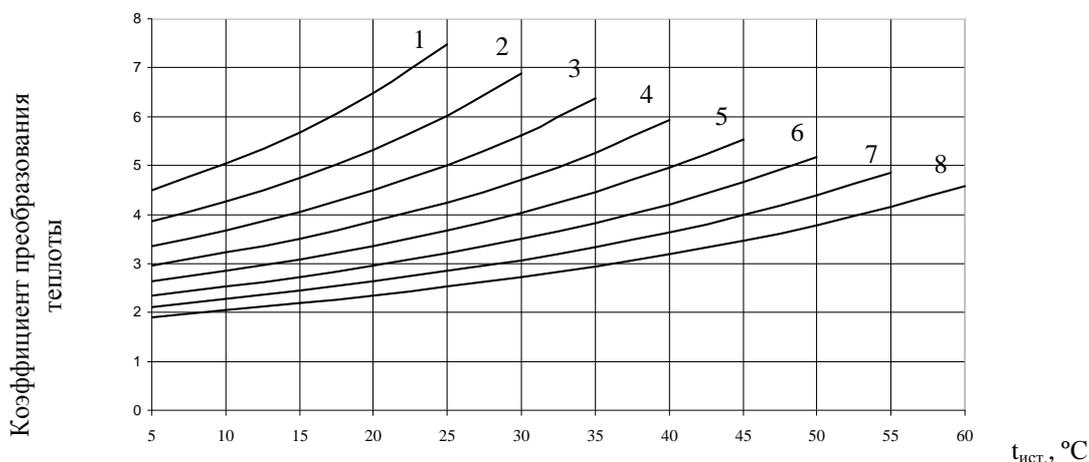


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента преобразования энергии μ от температуры низкопотенциального источника теплоты $t_{ист}$ и температуры теплоносителя $t_{тн}$, нагретого в тепловом насосе

Температура теплоносителя после теплового насоса:

- 1) 35 °C; 2) 40 °C; 3) 45 °C; 4) 50 °C; 5) 55 °C; 6) 60 °C; 7) 65; 8) 70 °C

Таблица 1 – Влияние хладагента на коэффициент μ

Хладагент	Химическая формула	μ	Название
R410A	R32/125 (50/50)	1,97	Хлорофторокарбонат
R22	CHClF ₂	2,37	Хлордифторметан
R134a	CH ₂ FCF ₃	2,39	Тетрафторэтан
R12	CCl ₂ F ₂	2,48	Дифтордихлорметан
R600a	CH(CH ₃) ₃	2,52	Изобутан
R717	NH ₃	2,53	Аммиак
R11	CCl ₃ F	2,80	Трихлорфторметан

На рисунке 2 приведена зависимость энергетической составляющей стоимости выработанной теплоты от коэффициента преобразования и тарифов на электрическую энергию. Так же, для сравнения, на рисунке 2 указана топливная составляющая стоимости 1 Гкал тепловой энергии при стоимости природного газа 2500 грн/тыс.м³ и КПД котла 80 %.

Исходя из полученных результатов (рис. 2), область, расположенная ниже горизонтали ПГ, является на данном этапе экономически целесообразной с точки зрения затрат на энергоносители. Например, при средней стоимости электрической энергии на уровне 0,75 грн/кВт·ч и среднегодовом коэффициенте преобразования $\mu = 2,5$ стоимость выработанной теплоты будет меньше, в среднем, на 12 % относительно газового котла. В связи с этим действующие в настоящее время тарифы на тепловую энергию заставляют все чаще задумываться над альтернативными способами теплоснабжения, а теплонасосные системы представляются одними из наиболее эффективных средств решения этой проблемы.

Эффективность тепловых насосов в последние годы значительно возросла вследствие изменений, внесенных в конструкцию компрессоров, теплообменников и микропроцессорных систем управления. Применение двухступенчатого сжатия и впрыска в компрессор жидкого фреона позволяет существенно увеличить диапазон давлений испарения и конденсации, что в свою очередь позволяет снизить температуру испарения и повысить конечную температуру теплоносителя. В результате воздействия таких систем на окружающую среду существенно снижается. Сегодня они считаются более «чистыми» в экологическом плане, нежели самые современные высокоэффективные газовые котлы. Проведенные ис-

следования помогают провести сравнительный анализ воздействия на среду тепловых насосов и газовых котлов по годовым эксплуатационным показателям сгорания и объемам выбросов CO_2 в атмосферу (рис. 3).

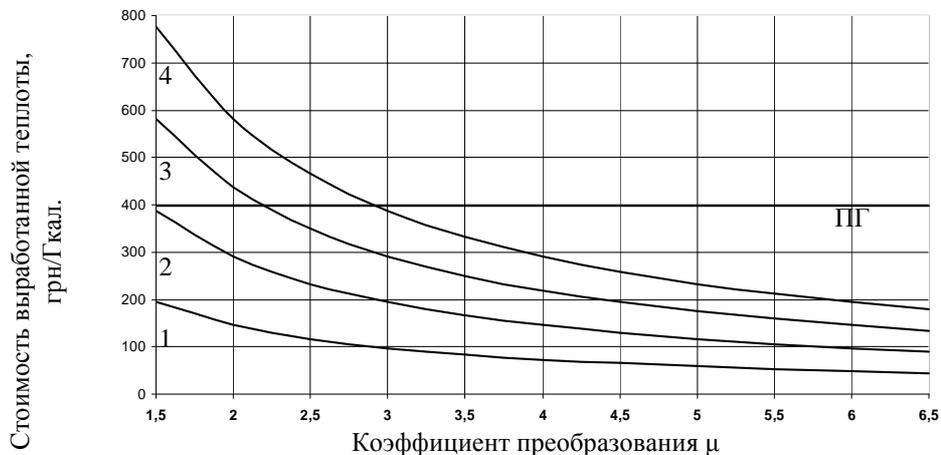


Рисунок 2 – Зависимость энергетической составляющей в себестоимости 1 Гкал тепловой энергии при различных условиях ее производства

1–4 – производство с помощью теплового насоса при стоимости электроэнергии:

(1) – 0,25 грн/кВт·ч; (2) – 0,5 грн/кВт·ч; (3) – 0,75 грн/кВт·ч; (4) – 1 грн/кВт·ч

ПГ – производство в энергетических котлах при КПД котельной 80 % и стоимости природного газа 2500 грн./1000 м³

Средний показатель выбросов CO_2 при производстве электрической энергии в Украине составляет 512,95 г CO_2 -экв/кг у.т. [4] При расходе 0,420 кг у.т./кВт·ч, количество выбросов равно 215,5 г CO_2 -экв/кВт·ч. Выбросы CO_2 при сжигании природного газа – 221 г CO_2 -экв/кВт тепловой энергии. [4]

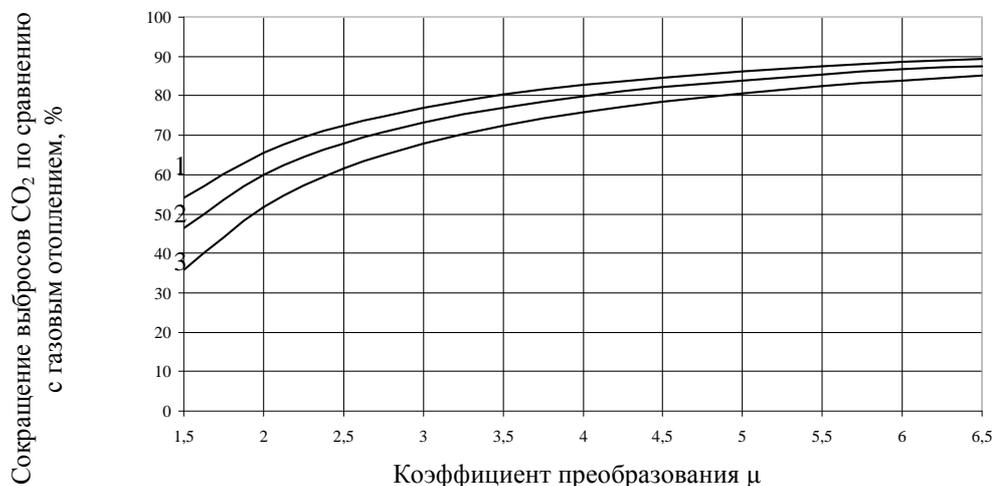


Рисунок 3 – Снижение выбросов парниковых газов в зависимости от коэффициента преобразования энергии μ и коэффициента использования единичной мощности теплонасосной установки $K_{\text{и}}$

1) $K_{\text{и}} = 60\%$; 2) $K_{\text{и}} = 80\%$; 3) $K_{\text{и}} = 100\%$

Для примера: тепловой насос с коэффициентом сезонной производительности – 2,5 по сравнению с котлом, имеющим коэффициент годовой производительности на уровне 80 %, выбрасывает в атмосферу CO_2 на 68 % меньше, чем газовый котел той же мощности за аналогичный временной отрезок. Снижение выбросов и экономия топлива не единственное достоинство тепловых насосов. Их использование приводит, также, к снижению и других вредных соединений: SO_x , NO_x , твердых частиц, фтористых соединений. Поэтому применение теплонасосной техники представляет собой не очередную модернизацию традиционных энергоисточников, а внедрение относительно нового, прогрессивного, высокоэффективного и экологически чистого способа преобразования энергии, позволяющего не только уменьшить

затраты органического топлива при получении теплоты, но и существенно снизить загрязнение окружающей среды.

Выводы

Одним из важных преимуществ тепловых насосов является возможность использования низкопотенциальных возобновляемых источников энергии, а также вторичных энергетических ресурсов промышленных предприятий. Это значительно расширяет ресурсную базу теплоснабжения, делает ее менее зависимой от поставок дорогих топливных ресурсов.

Анализ представленных материалов показал, что эффективность работы тепловых насосов определяется рядом факторов: температурным режимом работы (коэффициентом преобразования μ), видом хладагента, стоимостью электрической энергии, затрачиваемой на привод компрессора и ценой природного газа, используемого у альтернативного источника теплоснабжения (энергетического котла).

Результаты исследования показали, что при существующем уровне цен на природный газ (2500 грн/тыс. м³) и электрическую энергию (0,75 грн/кВт·ч), работа ТНУ целесообразна, с точки зрения затрат энергоносителя, при коэффициенте преобразования $\mu \geq 2,5$.

Переход производства тепловой энергии на базе ТНУ обеспечивает снижение выбросов парниковых газов на 35–90 %.

Несмотря на очевидные преимущества, недостатками тепловых насосов является высокая стоимость оборудования. Поэтому актуальной является задача выбора режимных и конструктивных параметров работы ТНУ, обеспечивающих экономическую эффективность и инвестиционную привлекательность в условиях Украины. К основным направлениям исследований в данной области можно отнести изучение работы комплекса тепловой насос – возобновляемый источник энергии, возможных схем использования низкопотенциальных ВЭР при одновременной выработке тепловой и электрической энергии.

Литература

1. Боровков В.М., Аль Алавин А.А. Энергосберегающие теплонасосные системы теплоснабжения. Изв. Вузов. Проблемы энергетики. – 2007. – № 1–2.
2. Николаев Ю.Е., Новиков Д.В., Федоров Р.В. Определение эффективных областей использования теплонасосных установок в системах теплоснабжения. Проблемы совершенствования топливно-энергетического комплекса: сб. науч. Тр. Вып.4. – Саратов: Изд-во Саратов. Ун-та, 2006.
3. Горшков В.Г. Тепловые насосы. Аналитический обзор (Применение тепловых насосов в России). Справочник пром. Оборудования. – 2005. – N4(7).
4. Усенко А.Ю. Совершенствование процесса окислительного пиролиза биомассы с целью снижения эмиссии парниковых газов: автореф. дисс. на соискание науч. степ. канд. техн. наук: спец. 05.14.06 «Техническая теплофизика и промышленная теплоэнергетика. – Днепропетровск, 2006. – 19 с.

Bibliography (transliterated)

1. Borovkov V.M., Al' Alavin A.A. Jenergosberegajushhie teplonasosnye sistemy teplosnabzhenija. Izv. Vuzov. Problemy jenergetiki. – 2007. – # 1–2.
2. Nikolaev Ju.E., Novikov D.V., Fedorov R.V. Opredelenie jeffektivnyh oblastej ispol'zovanija teplo-nasosnyh ustanovok v sistemah teplosnabzhenija. Problemy sovershenstvovanija toplivno-jenergeticheskogo kompleksa: sb. nauch. Tr. Vyp.4. – Saratov: Izd-vo Saratov. Un-ta, 2006.
3. Gorshkov V.G. Teplovyje nasosy. Analiticheskij obzor (Primenenie teplovyh nasosov v Rossii). Spravochnik prom. Oborudovanija. – 2005. – N4(7).
4. Usenko A.Ju. Sovershenstvovanie processa okislitel'nogo piroliza biomassy s cel'ju sni-zhenija jemis-sii parnikovyh gazov: avtoref. diss. na soiskanie nauch. step. kand. tehn. nauk: spec. 05.14.06 «Tehnicheskaja teplofizika i promyshlennaja teplojenergetika. – Dnepropetrovsk, 2006. – 19 p.

УДК 621.577

Бірмаєв С.Р., Губинський М.В., Усенко А.Ю., Федоров С.С., Форись С.Н., Шишко Ю.В.

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ТЕПЛОНАСОСНИХ УСТАНОВОК ДЛЯ ПОТРЕБ ТЕПЛОПОСТАЧАННЯ В УМОВАХ УКРАЇНИ

У статті представлені результати теоретичного дослідження ефективності роботи теплових насосів. Визначено економічну та екологічну доцільність використання цих агрегатів. Встановлені залежності впливу температур джерела теплоти і теплоносія, що нагрівається, на коефіцієнт трансформації. Показано, що застосування теплових насосів, дозволяє істотно скоротити викиди парникових газів в атмосферу.

Bikmaev S., Gubinsky M., Usenko A., Fedorov S., Foris S., Shishko Y.

THE RESEARCH OF HEAT PUMPS EFFICIENCY IN HEAT SUPPLY OF UKRAINIAN CONSUMERS

The article presents the results of theoretical researches of heat pumps efficiency. Were identified economic and environmental potential of these equipment. The influence of temperature heat source and cool heat-transfer agent on transformation coefficient concerning Ukrainian consumers was established. It is shown the use of heat pumps can significantly reduce emissions of the greenhouse gases in the atmosphere.

МЕТОДИКА ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕПЛОГЕНЕРАТОРА ПИРОЛИЗНОГО ТИПА В НЕСТАЦИОНАРНОМ РЕЖИМЕ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Получение энергии из биомассы (древесина, древесные и сельскохозяйственные отходы) является динамично развивающейся отраслью во многих странах мира. Этому способствует возобновляемый характер биомассы, как топлива, надежность системы энергосистемы на ее основе и установления естественного природного баланса по выбросам CO₂ в атмосферу.

Известно, что термохимическая конверсия (пиролиз) биомассы является не только универсальной, но и эффективной технологией с точки зрения энергозатрат на обеспечение протекания самого процесса пиролиза.

Несмотря на перспективность внедрения теплогенераторов пиролизного типа (ТПТ) [1–4] и использования этих устройств в различных технологиях, создание их в основном базируется на некоторых частных эмпирических данных без учета теплофизических особенностей биотоплива и взаимовлияние режимно-геометрических характеристик ТПТ. Очевидно, что такое состояние знаний в этой области не позволяет обобщенно, на основе современных способов оптимизации, повысить эффективность генерирования теплоты.

В тех случаях (возможно, наиболее перспективных) [3] когда теплогенератор является одним из блоков автономных мини теплоэлектростанций, необходимость в оптимизации ТПТ становится особо актуальной.

В связи с этим общей задачей исследования (часть результатов которого представлена в настоящей статье) является разработка на основе математического моделирования методики инженерного расчета ТПТ соответствующего параметрического ряда по теплопроизводительности с адаптацией к конкретному виду биотоплива.

Очевидно, что достоверность такой методики определяется ее адекватностью результатам эксперимента. В связи с этим в настоящей статье представлено описание ТПТ [5], экспериментального стенда и методики проведения эксперимента, а также приведены некоторые результаты натурных испытаний аппарата.

На рисунке 1 представлен общий вид ТПТ. Основными блоками ТПТ являются камера газогенерации (КГ) 7, пиролизная плита (ПП) 11 и камера сгорания 13.

Через загрузочно-разгрузочный люк 10 в КГ подается соответствующая порция биомассы, после розжига которой люк 10 закрывают. Через каналы 4 подают наружный воздух, предварительно подогретый при поступлении его через патрубки 9 в полость 8 между обшивкой 6 и цилиндрической частью обмуровки КГ 5.

Пиролизный газ образовавшийся в результате термического разложения биомассы, через каналы 12 в пиролизной плите поступает в камеру сгорания (КС) 13, размещенной в обмуровке 3.

Для управления процессом сжигания пиролизного газа предусмотрен канал 2 для регулируемой подачи воздуха.

Образовавшиеся в КС продукты сгорания пиролизного газа через газоход 1 поступают к теплопотребителю.

Стремление к минимизации капитальных затрат на создание ТПТ, а также различный характер консистенции биомассы определили дискретный характер загрузки топлива. Это исключило необходимость использования дорогостоящего устройства непрерывного действия, включающего в ряде случаев и необходимость предварительного измельчения биомассы.

Это, в основном, и определило нестационарный характер процессов генерирования теплоты в ТПТ.

Основным показателем энергетической эффективности аппарата в связи с нестационарным режимом работы теплогенератора принимается интегральный коэффициент полезного действия $\eta(\tau)$ в виде

$$\eta(\tau) = \frac{Q_0(\tau)}{Q_1(\tau)} = \frac{\int_0^{\tau_{\max}} M_{\text{пс}}(\tau) [C_{\text{рпс}} t_2](\tau) d\tau}{Q_{\text{н}}^p \int_0^{\tau_{\max}} M_{\text{БМ}}(\tau) d\tau + \int_0^{\tau_{\max}} M_{\text{нв}}(\tau) \cdot C_{\text{рнв}} \cdot t_{\text{нв}} d\tau}, \quad (1)$$

где τ – время; Q_0 – теплопроизводительность ТПТ; Q_1 – теоретическое количество теплоты, выделяемой при сжигании биомассы; Q_n^p – рабочая низшая теплотворная способность биомассы; $M_{пс}$ – массовый расход продуктов сгорания; $M_{нв}$ – массовый расход наружного воздуха; $M_{БМ}$ – массовый расход биотоплива; $C_{рпс}$ и $C_{рнв}$ – изобарные теплоемкости продуктов сгорания и наружного воздуха; $t_{нв}$ – температура наружного воздуха; t_2 – температура газов на выходе их ТПТ.

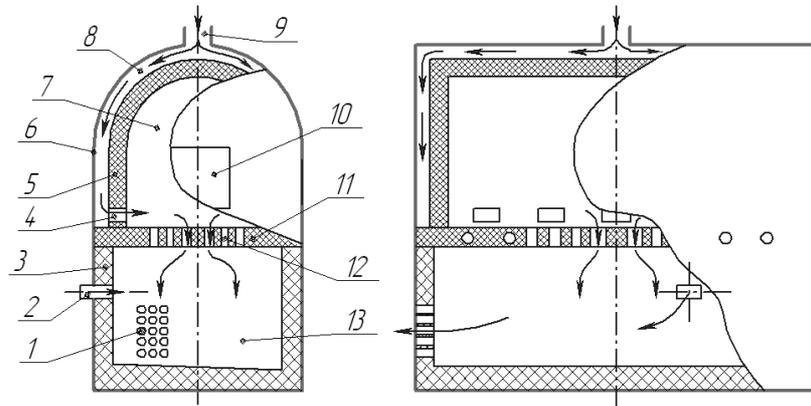


Рисунок 1 – Теплогенератор пиролизного типа

При такой трактовке эффективности ТПТ представляется возможным получить искомую оценку на любой стадии работы аппарата: от розжига биомассы в некий начальный момент времени τ_0 (когда весовое устройство начало фиксировать убыль массы топлива) до момента времени τ_{\max} , когда на выходе из камеры сжигания пиролизного газа фиксируется момент снижения температуры продуктов сгорания.

Общая величина потерь теплоты в аппарате, кВтч, определяется как

$$Q_{\text{пот}}(\tau) = \int_{\tau_0}^{\tau_{\max}} \frac{Q_1(\tau)[1-\eta(\tau)]}{3600} d\tau. \quad (2)$$

Величина $Q_{\text{пот}}(\tau)$ включает три основные составляющие. Потеря теплоты на прогрев обмуровки теплогенератора

$$Q_{\text{об}}(\tau) = \frac{M_{\text{об}}}{3600} \int_{\tau_0}^{\tau_{\max}} C_{\text{об}}(\tau)[t_{\text{об}}(\tau) - t_{\text{об}}(\tau_0)] d\tau, \quad (3)$$

где $M_{\text{об}}$ и $C_{\text{об}}$ – масса и средняя теплоемкость материала обмуровки; $t_{\text{об}}(\tau)$ и $t_{\text{об}}(\tau_0)$ – температуры обмуровки в моменты времени τ и τ_0 соответственно.

Потеря теплоты наружными поверхностями камеры газогенерации и камеры сгорания

$$Q_{\text{нп}}(\tau) = \frac{F}{3600} \int_{\tau_0}^{\tau_{\max}} \alpha(\tau)[t_{\text{п}}(\tau) - t_{\text{нв}}](\tau) d\tau, \quad (4)$$

где F – общая поверхность камер; α – средний коэффициент теплоотдачи от наружной поверхности обмуровки к окружающему воздуху; $t_{\text{п}}$ – средняя температура поверхности.

С большей степенью точности величину $Q_{\text{нп}}$ можно определить с помощью оптического тепломера.

Потеря теплоты от неполноты сжигания биотоплива и пиролизного газа находится как

$$Q_{\text{ис}}(\tau) = Q_{\text{пот}}(\tau) - [Q_{\text{об}}(\tau) + Q_{\text{нп}}(\tau)]. \quad (4)$$

Зависимости (1)–(5) позволяют проанализировать теплотехническую эффективность аппарата в

зависимости от его режимно-геометрических характеристик и физических свойств биотоплива.

В соответствии с уравнениями (1)–(5) в эксперименте необходимо измерение расходных характеристик $M_{нв}$, $M_{БМ}$, $M_{ПС}$, а также температур $t_{yx,г}$, $t_{н.в.}$ и t_2 . Помимо этого измеряются барометрическое давление и относительная влажность наружного воздуха.

Общая схема установки и размещение датчиков для измерения основных характеристик ТПТ показана на рисунке 2.

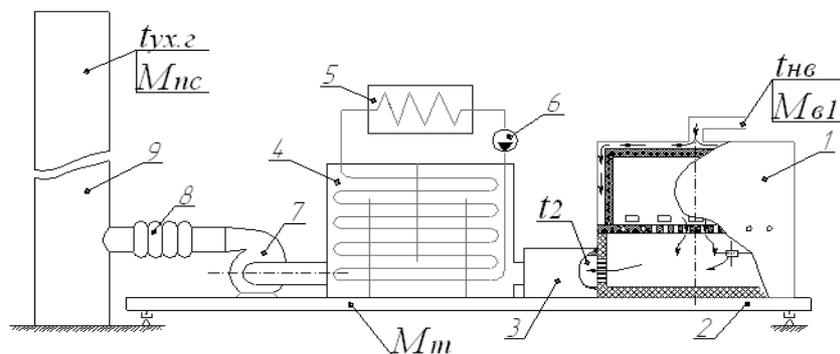


Рисунок 2 – Общая схема установки и размещение датчиков

1 – пиролизный теплогенератор; 2 – весовая платформа для измерения расхода топлива M_T в процессе горения; 3 – искрогаситель; 4 – теплообменник; 5 – теплопотребитель; 6 – насос; 7 – дымосос; 8 – гибкое соединение; 9 – дымовая труба

Вся установка, включая блоки 1, 3, 4 и 6 размещена на платформе 2 электронных весов, позволяющих вести измерение расхода топливной биомассы в процессе ее термического разложения. Максимальная абсолютная погрешность в определении величины $M_{БМ}$ не превосходила 0,5 кг.

Объемный расход дымовых газов, а также расход наружного воздуха $M_{нв}$ определялись с помощью электронного прибора КИМО МР-200 с погрешностью не более 0,5 %. Температуры $t_{нв}$, t_2 и t_0 определялись с помощью термопреобразователей. Анализ состава дымовых газов осуществлялся газоанализатором ОКСИ 5М, приемное устройство которого установлено в вытяжной трубе 9.

В качестве примера работы диагностического измерительного комплекса ТПТ на рисунках 3–6 показаны результаты соответствующих первичных измерений.

Эти данные получены при использовании в качестве биотоплива соснового горбыля с теплотворной способностью $Q_n^p = 10.1 \cdot 10^6$ Дж/кг при влажности 25 %.

Не останавливаясь на некоторых подробностях обработки опытных данных и условиях проведения опытов, можно сделать следующие основные выводы:

Из рисунка 5 следует, что при стабилизации прогрева обмуровки основных блоков ТПТ температура продуктов сгорания составляет 1200–1300 °С, что обеспечивает необходимый термодинамический потенциал для их использования в соответствующих энергетических циклах с применением газо- и паротурбинных двигателей.

Созданная промышленная установка, а также ее диагностический комплекс позволяют в широком диапазоне изменения основных определяющих факторов (включая и природу биотоплива) проводить комплексные исследования, направленные на повышение энергоэкологической эффективности ТПТ.

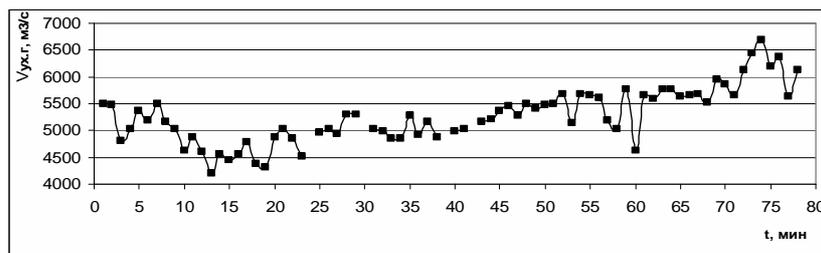


Рисунок 3 – Изменение объемного расхода уходящих газов

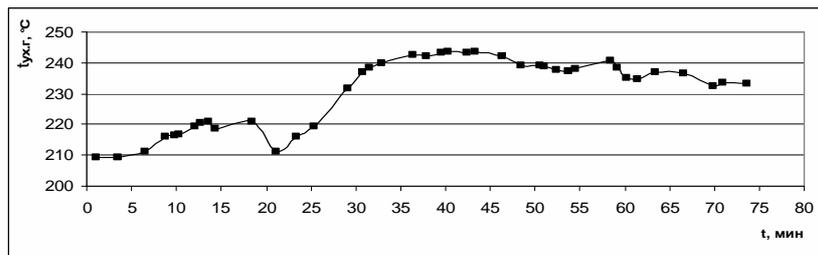


Рисунок 4 – Изменение температуры уходящих газов

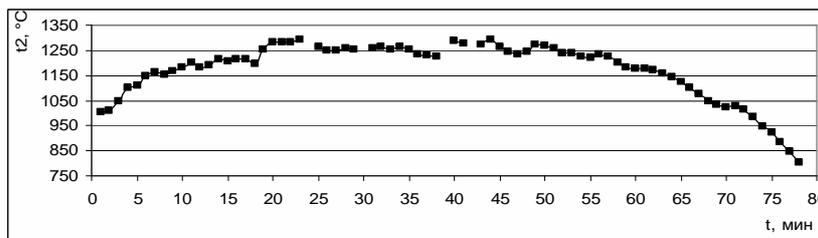


Рисунок 5 – Изменение температуры продуктов сгорания на выходе из ППТ

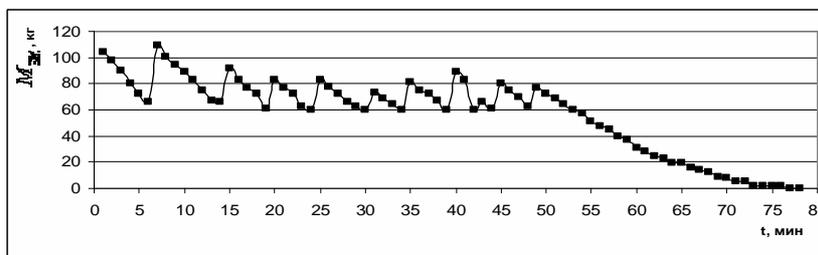


Рисунок 6 – Изменение массы биотоплива

Литература

1. Енергія навколо нас / А.С. Конеченков, М.М. Федосенко, Г.А. Шилович [та ін.]. – К.: 1999.– 192 с.
2. Энергетические установки и окружающая среда. Под ред. Маляренко В.А. – Харьков: ХГАГХ, 2002. – 398 с.
3. Чирков В.Г., Вайнштейн Э.Ф. Учет теплофизических свойств при оценке производительности процесса пиролиза растительной биомассы // Труды 4-й Международной научно-технической конференции (12–13 мая 2004 г., Москва, ГНУ ВИЭСХ) ч. 4, с. 245–251.
4. Братута Э.Г. Перспективы использования топочных агрегатов пиролизного типа / Э.Г. Братута, А.Р. Семеней // Энергосбережение, энергетика, энергоаудит. –2010. – №4/74 . – С. 8–12 .
5. Патент на корисну модель «Установка для піролізної переробки вугленімісної сировини», №42719 від 10.07.2009.

Bibliography (transliterated)

1. Energija navkolo nas A.S. Konechenkov, M.M. Fedosenko, G.A. Shilovich [ta in.]. – K.: 1999.– 192 p.
2. Jenergeticheskie ustanovki i okruzhajushhaja sreda. Pod red. Maljarenko V.A. – Har'kov: HGAGH, 2002. – 398 p.
3. Chirkov V.G., Vajnshtejn Je.F. Uchet teplofizicheskikh svojstv pri ocenke proizvoditel'nosti processa piroliza rastitel'noj biomassy Trudy 4-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii (12–13 maja 2004 g., Moskva, GNU VIJeSH) ch. 4, p. 245–251.
4. Bratuta Je.G. Perspektivy ispol'zovanija topochnyh agregatov piroliznogo tipa Je.G. Bratuta, A.R. Semenej Jenergosberezhenie, jenergetika, jenergoaudit. –2010. – #4 74 . – p. 8–12 .
5. Patent na korisnu model' «Ustanovka dlja piroliznoj pererobki vuglenivmistnoj sirovini», #42719 vid 10.07.2009.

УДК 621.311.502

Семеней О.Р., Братуга Е.Г.

**МЕТОДИКА ОЦІНКИ ЕФЕКТИВНОСТІ ТЕПЛОГЕНЕРАТОРА ПІРОЛІЗНОГО ТИПУ
В НЕСТАЦІОНАРНОМУ РЕЖИМІ ЕКСПЛУАТАЦІЇ**

Дається опис методики проведення експерименту та обробки опитних даних при дослідженні ефективності тепло генератора піролізного типу в нестационарних режимах роботи.

Semenei O.R., Bratuta E.G.

**THE METHOD OF EFFICIENCY INVESTIGATION OF PIROLIZE TYPE STEAM GENERATOR
UNDER NON-STATIONARY WORKING REGIMES**

The method of the experiment and experiment data treatment during investigation of pirolize type steam generator under non-stationary working regimes have been presented.

УДК 66.045.01

Арсеньєва О.П., Капустенко П.А., Бабак Т.Г., Хавин Г.Л.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЛАСТИНЧАТОГО КОНДЕНСАТОРА
С ПЕРЕМЕННЫМ ПО ДЛИНЕ СЕЧЕНИЕМ КАНАЛОВ**

Одним из наиболее сложных процессов с точки зрения аппаратурной реализации является конденсация вакуумных паров. Главной проблемой для этого приложения является сравнительно высокое гидравлическое сопротивление, которое требует заметного увеличения габаритов вакуумных конденсаторов. Пластинчатые конденсаторы вакуумного пара не являются исключением. Для серийно выпускаемых аппаратов со стандартными диаметрами коллекторов и высоким гидравлическим сопротивлением каналов установка их в качестве вакуумных конденсаторов не дает столь существенного выигрыша по сравнению с конденсаторами других типов.

В связи с этим возникла задача об изменении конструкции каналов пластинчатого конденсатора с целью уменьшения его гидравлического сопротивления при сохранении высокой тепловой эффективности. Для этого была предложена конструкция пластин, образующих канал переменного поперечного сечения. Пластина представляет собой совокупность четырех зон, имеющих различную гофрировку. Конструкция пластин была спроектирована таким образом, что по стороне пара сечение канала больше у входного парового коллектора (вверху пластины) и по мере продвижения пара по каналу (конденсации на пластине) сечение уменьшается. Со стороны охлаждающей жидкости (воды) наоборот сечение каналов больше внизу пластины на входе воды и уменьшается кверху пластины. Конструкция пластины и ее характеристики подробно описаны в работе [1].

В научной литературе в последнее время появилось достаточно много публикаций, посвященных обобщению данных по передаче тепла и гидравлическому сопротивлению в каналах пластинчатых теплообменников. Однако экспериментальные и теоретические результаты касались в основном пластин с постоянным по длине сечением каналов. Например, в работе [2] представлены результаты обобщения экспериментальных данных по теплоотдаче и гидравлическому сопротивлению различных профилей каналов, а также приведены зависимости, позволяющие рассчитывать эти величины для современных теплообменников. Экспериментальному изучению конденсации хладагента R-134a посвящена работа [3], где площадь пластины была разделена на несколько участков вдоль вертикальной оси. Для каждого участка были рассчитаны и представлены значения коэффициента теплопередачи и перепада давления в зависимости от паросодержания. Изучение величины коэффициента теплопередачи при испарении этого хладагента были продолжены в работе [4]. Здесь приведены данные по распределению и профилю температуры пара внутри пластины по участкам.

Для пластин предложенной конструкции, с переменным по длине сечением каналов, были получены расчетные уравнения, разработан алгоритм и методика расчета, которые были реализованы в виде математического обеспечения. Основной целью настоящей работы является описание методики теплового и гидравлического расчета вакуумных конденсаторов с переменным по длине сечением каналов и исследование преимуществ использования аппаратов такого типа по сравнению со стандартными.

Общий алгоритм расчета пластинчатого конденсатора с каналами переменного сечения опирается, прежде всего, на то, что имеются зависимости, позволяющие рассчитать тепловые и гидромеханические характеристики каждой из составляющих пластину типов гофрировки. Это зависимости позволяющие рассчитать число Нуссельта и соотношения для определения потерь давления в каналах различной формы. Будем считать, что пластина длиной L состоит из k зон со своими геометрическими характеристиками гофрировки: d_{e_i} – эквивалентный диаметр; f_{ch_i} – площадь канала; l_{pr_i} – приведенная длина; f_{p_i} – поверхность теплопередачи для i -ой зоны соответственно. В пределах одной зоны пластина может подразделять на n_i участков.

По условиям поставленной задачи нам известно на входе в конденсатор: G_s – общий расход пара; давление пара P_s или температура t_s ; допустимые потери давления ΔP_s . По стороне охлаждающей воды: температура воды на входе и выходе в теплообменный аппарат – t_{in} и t_{out} , допустимые потери давления – ΔP_w . Также считается, что задана поверхность теплообмена всего аппарата и поверхность теплообмена одной пластины. Необходимо рассчитать температурный и гидравлический режим конденсации на пластинах, состоящих из k зон с каналами различной геометрической конфигурации.

В начале расчета задаемся предварительным распределением сконденсировавшегося пара по зонам – g_{s_i} , например, пропорционально поверхности теплопередачи каждой зоны, или каким-либо другим способом. Соответственно для каждой зоны можно рассчитать предварительное паросодержание на выходе как $x_i = G_s - \sum_{j=1}^i g_{s_j}$.

Особенность расчета для пластин с различной площадью поперечного сечения канала заключается также в том, что для первой и последней зоны необходимо учитывать в общих потерях давления потери давления в распределительной части и коллекторном отверстии. Для этого используется соотношение вида

$$\Delta P_{col} = \xi_{col} \frac{\rho_s w_s^2}{2},$$

где ρ_s и w_s – плотность, и скорость пара на входе в первую зону или на выходе из последней; ξ_{col} – коэффициент гидравлического сопротивления входного или выходного участка пластины, определяется в каждом конкретном случае типом пластины. Тогда давление двухфазного парожидкостного потока на входе в первую зону будет равно $\Delta P_{s_1} = \Delta P_s - \Delta P_{col}$.

Потери давления в каждой из зон, в том числе и первой, рассчитываем, используя соотношение [5]

$$\Delta P_{s_i} = \Delta P_{if_i} \cdot (1 + 2,9 \cdot x_{ti_i}^{0,46}),$$

где ΔP_{if_i} – условное падение давления пара в каналах i -ой зоны, которое вычисляется по формуле

$$\Delta P_{if_i} = B_i \cdot \text{Re}_{s_i}^{-m_i} \frac{L_{pr_i}}{d_{e_i}} \cdot \frac{\bar{\rho}_{s_i} \bar{w}_{s_i}^2}{2},$$

где B_i и m_i – коэффициенты, характеризующие гидравлическое сопротивление единицы длины канала i -ой зоны; число Рейнольдса Re рассчитывается по средней скорости пара и среднему значению кинематической вязкости в канале i -ой зоны.

Величина x_{ti} – параметр Локкарта–Мартинелли для турбулентного течения в каналах определяется из соотношения

$$x_{ti} = \sqrt{\left(\frac{1 - \bar{x}_i}{\bar{x}_i}\right)^{1,83} \cdot \left(\frac{\bar{\rho}_{s_i}}{\bar{\rho}_{c_i}}\right)^{0,83} \cdot \left(\frac{\bar{v}_{s_i}}{\bar{v}_{c_i}}\right)^{0,17}},$$

где \bar{x}_i – среднее паросодержание в канале i -ой зоны; $\bar{\rho}_{c_i}$, $\bar{\rho}_{s_i}$ – средняя плотность конденсата и пара в i -ой зоны; \bar{v}_{c_i} , \bar{v}_{s_i} – среднее значение кинематической вязкости в канале i -ой зоны.

После найденного значения потерь давлений для данной зоны его необходимо уточнить, пересчитав средние значения входящих величин, пока относительная погрешность вычисления потерь давления не станет меньше наперед заданного значения ε_p , равного например, 1 %. Далее необходимо перейти к тепловому расчету для зоны.

Для теплового расчета коэффициентов теплоотдачи от конденсирующегося потока пара к стенке используется критерий Нуссельта для конденсирующегося пара [6]

$$Nu_{s_i} = 0,9 \cdot Nu_i \cdot \left[\sqrt{1 + x_i^{in} \left(\frac{\rho_{c_i}^{in}}{\rho_{s_i}^{in}} - 1 \right)} + \sqrt{1 + x_i^{out} \left(\frac{\rho_{c_i}^{out}}{\rho_{s_i}^{out}} - 1 \right)} \right] / 2,$$

где Nu_i – критерий Нуссельта для однофазного потока для канала i -ой зоны; x_i^{in} , x_i^{out} – паросодержание на входе и выходе из i -ой зоны; $\rho_{c_i}^{in}$, $\rho_{c_i}^{out}$, $\rho_{s_i}^{in}$, $\rho_{s_i}^{out}$ – плотность конденсата и пара на входе и выходе из i -ой зоны соответственно.

Критерий Нуссельта для однофазного потока рассчитывается по формуле [7]

$$Nu = A \cdot Re^n \cdot Pr^{n_1} \left(Pr / Pr_{st} \right)^{n_2},$$

где A , n – коэффициенты, зависящие от типа пластины (геометрических параметров); показатели степени n_1 и n_2 в отечественной практике принято принимать равными 0,43 и 0,25 соответственно.

После расчета коэффициента теплоотдачи α_{s_i} со стороны конденсирующего пара к стенке пластины для i -ой зоны, рассчитывают коэффициент теплоотдачи со стороны воды α_{w_i} по традиционным соотношениям для жидкого однофазного потока. После чего определяют коэффициент теплопередачи K_i для i -ой зоны, средний температурный напор $\Delta \bar{t}_i$ и вычисляют значение удельного теплового потока $q_i = K_i \cdot \Delta \bar{t}_i$. Это значение сравнивают со значением удельного теплового потока, вычисленного для начального распределения паросодержания для i -ой зоны. Если полученная относительная погрешность превышает заранее заданную величину ε_q , например равную 1 %, то расчет повторяют с новым значением удельного теплового потока, пока необходимое неравенство будет выполнено. После этого определяют уточненное значение паросодержания, пересчитывают входные величины, потери напора и переходят к расчету конденсации в следующей зоне пластины.

Представленный алгоритм математической модели пластины с переменным сечением канала был реализован в виде математического обеспечения и проведен ряд расчетов для пластин такого типа.

Так для пластины, экспериментально исследованной в работе [1], был проведен расчет конденсации вакуумного пара с начальной температурой 60°C и давлением 19,917 КПа и расходом 0,5 кг/с. Пар конденсировался водой с температурой на входе 15°C и выходе 45°C. Поверхность теплообмена одной пластины равна 0,47836 м², поверхность теплообмена всего аппарата равна 47,5 м².

Поверхность теплообмена одной пластины представлялась состоящей из четырех зон, каждая из которых внутри подразделялась на k участков. Таким образом, пластина по длине представлялась состоящей из $4 \cdot k$ участков. Кроме того, были проведены расчеты для пластины, которая имела одинаковую по длине гофрировку по длине пластины, как по стороне пара, так и по стороне воды. Параметрами пластины были приняты следующими: $f_{ch} = 0,001875$ м²; $d_e = 0,014125$ м; $l_{pr} = 0,892$ м.

Как в первом случае, для пластины с переменной по зонам площадью канала, так и во втором, с постоянной, конденсация пара заканчивалась в четвертой зоне с разницей на один - два участка больше для второго случая.

Распределение условного падения давления Δp_{if} , Па и параметра Локкарта–Мартинелли по зонам пластины при дискретизации каждой зоны на 6 участков представлено на рис. 1,2.

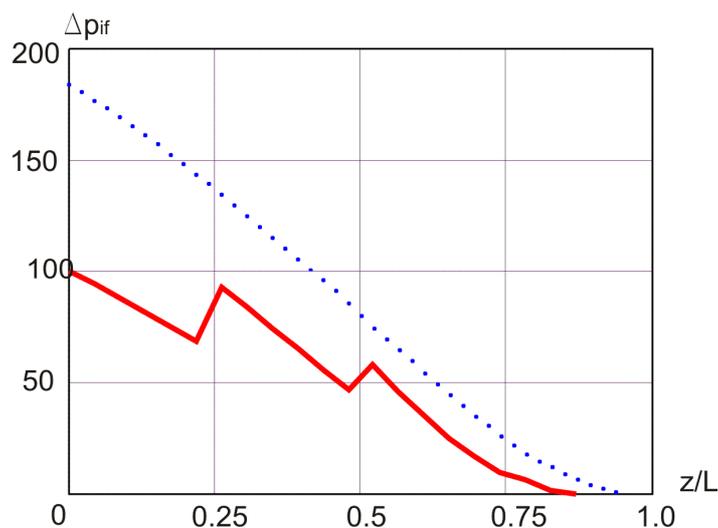


Рисунок 1 – Распределение условных потерь давления Δp_{if} , Па по зонам и участкам поверхности конденсации: 1 – переменное сечение канала; 2 – постоянное сечение канала

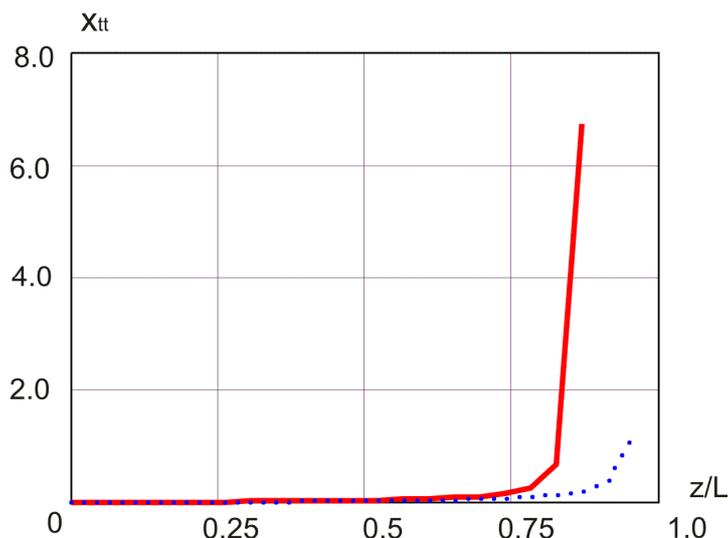


Рисунок 2 – Величина параметра Локкарта–Мартинелли по зонам и участкам поверхности конденсации: 1 – переменное сечение канала; 2 – постоянное сечение канала

В результате зависимость потерь давления в процессе конденсации пара по длине пластины имеет вид, рис. 3

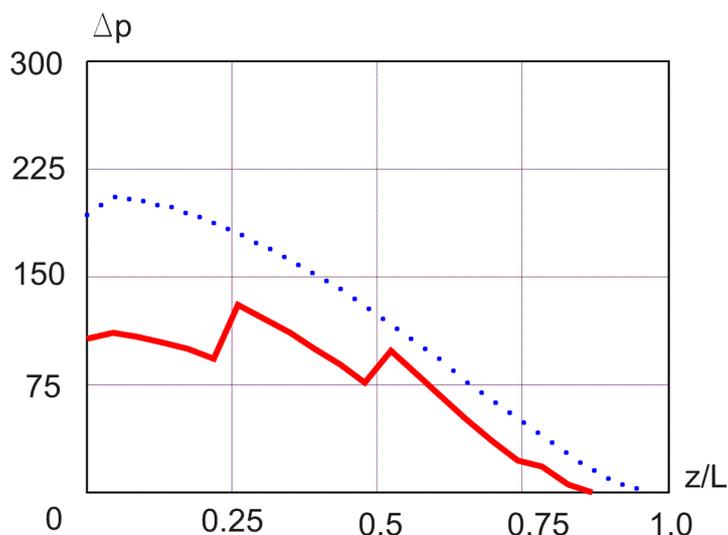


Рисунок 3 – Распределение потерь давления Δp , Па по зонам и участкам поверхности конденсации: 1 – переменное сечение канала; 2 – постоянное сечение канала

Анализ полученных результатов позволили сделать следующие выводы. В целом за счет увеличения площади канала для пластин с переменным сечением потери давления меньше, по сравнению с постоянным сечением канала. Это является следствием использования более широкого канала для конденсации пара с высокой скоростью, в то время как для конденсации пара с низкой скоростью используется более узкий канал (с большим коэффициентом гидравлического сопротивления единицы длины канала).

При переходе от зоны к зоне имеет место резкое увеличение (скачок) потерь давления, что объясняется, по всей видимости, наличием местного сопротивления при переходе потока на границе зон. Этот факт также имеет место и для величины условных потерь давления (рассчитанных по однофазной модели), что видно на рис. 1.

Уменьшение потерь давления в первой зоне, где имеется самая высокая скорость пара, объясняется низким значением параметра Локкарта–Мартинелли, рис. 2, который входит в соотношение для вы-

числення потерь давления. Далее по мере уменьшения скорости пара значение x_{II} растет, и потери давления на каждом участке первой зоны возрастают, рис. 3.

Наиболее важным для каналов с переменным сечением является то, что эффективность теплоотдачи по стороне пара практически не снизилась по сравнению со стандартной формой, рис.4. Благодаря тому, что площадь поперечного сечения канала на первом участке, где конденсируется основная масса пара, больше, то скорость пара уменьшается, однако за счет того, что пара конденсируется больше, теплоотдача повышается.

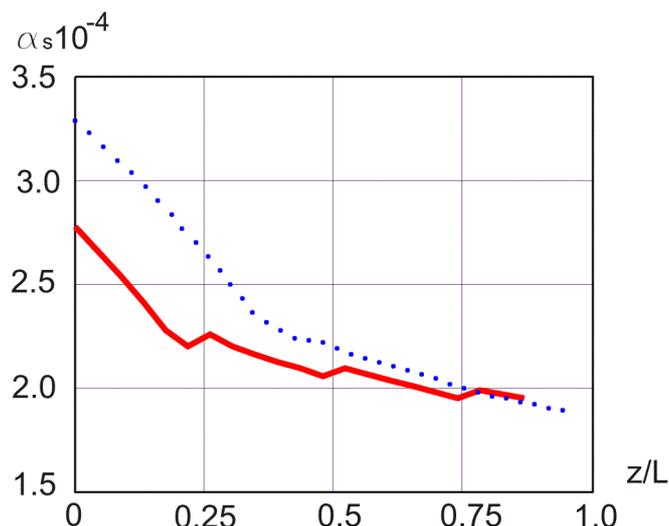


Рисунок 4 – Распределение коэффициента теплоотдачи α_s , Вт/(м²·К) со стороны пара к стенке пластины по зонам: 1 – переменное сечение канала; 2 – постоянное сечение канала

В табл.1 представлены расчетные данные по потерям давления в каналах в зависимости от величины разбиения каждой из 4-х зон на участки. Анализируя данные таблицы можно видеть, что даже при невысокой степени дискретизации зоны пластины достигается вполне приемлемая точность результатов.

Таблица 1 – Расчетные потери давления в зависимости от степени дискретизации зоны пластины на участки: числитель – пластина с переменной площадью сечения канала; знаменатель – площадь канала по длине пластины постоянна

Число разбиений зоны (участков)	Потери давления по зонам, Па				Суммарные потери давления, Па	Относительная разность, %
	1	2	3	4		
3	$\frac{615}{1224}$	$\frac{616}{939}$	$\frac{360}{466}$	$\frac{31}{55}$	$\frac{1622}{2684}$	40 %
6	$\frac{625}{1266}$	$\frac{627}{1009}$	$\frac{358}{553}$	$\frac{25}{101}$	$\frac{1635}{2929}$	44 %
12	$\frac{629}{1286}$	$\frac{618}{1027}$	$\frac{324}{557}$	$\frac{12}{95}$	$\frac{1584}{2965}$	46 %

Таким образом, на основании проведенных исследований можно заключить, что использование пластинчатых конденсаторов с переменным (уменьшающимся) по длине пластины межпластинным каналом, для конденсации паров низкого давления гораздо эффективнее, чем использование каналов постоянного сечения. Достигаемое снижение потерь настолько велико (более 40 %), что можно говорить о качественном уменьшении потерь давления при использовании каналов с переменным сечением.

Представленный алгоритм и математическое обеспечение позволяют с высокой точностью производить расчет конденсации пара в каналах пластинчатых теплообменников с переменной по длине пластины площадью поперечного сечения канала.

Литература

1. Тепловые и гидромеханические характеристики пластин с меняющимся по длине пластины сечением канала // Арсеньева О.П., Тovaжньянський Л.Л., Перевертайленко А.Ю. и др. / Стат'я в настоящем сборнике.
2. Yuerina M.Yu., Ovchinnikov E.V., Efimov A.L. Generalization of the data on heat transfer and resistance for flow in profiled channels and plate heat exchangers // Heat Transfer Research, 2009.– 40(3).– pp. 225–234.
3. Djordjevic E.M., Kabelac S., Serbanovic S.P. Heat transfer coefficient and pressure drop during refrigerant R-134a condensation in a plate heat exchanger // Chemical Papers, 2008.– 62(6).– pp. 78–85.
4. Zivkovic E., Kabelac S., Serbanovic S.P. Local heat transfer coefficient during the evaporation of R-134a in a plate heat exchanger // Journal of the Serbian Chemical Society, 2009.– 74(4).– pp. 427–440.
5. Методика расчета пластинчатых паровых теплообменников / Тovaжньянський Л.Л., Капустенко П.А., Хавин Г.Л., Арсеньева О.П. // Інтегровані технології та енергозбереження. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2002, №2. – С. 49–55.
6. Tovazhnyansky L.L., Kapustenko P.O. Intensification of heat and mass transfer in channels of plate condensers.// Chemical Eng.Comm., 1984. – 31(6).– pp. 351–366.
7. Пластинчатые теплообменники в промышленности //Л.Л. Тovaжньянський, П.А. Капустенко, Г.Л. Хавин, О.П. Арсеньева. – Харьков: НТУ „ХПІ”, 2004.– 232 с

Bibliography (transliterated)

1. Teplovye i gidromekhanicheskie harakteristiki plastin s menjajushhimsja po dlinae plastiny secheniem kanala Arsen'eva O.P., Tovazhnjanskij L.L., Perevertajlenko A.Ju. i dr. Stat'ja v nastojashhem sbornike.
2. Yuerina M.Yu., Ovchinnikov E.V., Efimov A.L. Generalization of the data on heat transfer and resistance for flow in profiled channels and plate heat exchangers Heat Transfer Research, 2009.– 40(3).– pp. 225–234.
3. Djordjevic E.M., Kabelac S., Serbanovic S.P. Heat transfer coefficient and pressure drop during refrigerant R-134a condensation in a plate heat exchanger Chemical Papers, 2008.– 62(6).– pp. 78–85.
4. Zivkovic E., Kabelac S., Serbanovic S.P. Local heat transfer coefficient during the evaporation of R-134a in a plate heat exchanger Journal of the Serbian Chemical Society, 2009.– 74(4).– pp. 427–440.
5. Metodika rascheta plastinchatyh parovyh teploobmennikov Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Havin G.L., Arsen'eva O.P. Integrovani tehnologii ta energozberezhenija. – Harkiv: NTU «ХПІ». – 2002, #2. – p. 49–55.
6. Tovazhnyansky L.L., Kapustenko P.O. Intensification of heat and mass transfer in channels of plate condensers Chemical Eng.Comm., 1984. – 31(6).– pp. 351–366.
7. Platinchatye teploobmenniki v promyshlennosti L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, G.L. Havin, O.P. Arsen'eva. – Har'kov: NTU „ХПІ”, 2004.– 232 p.

УДК 66.045.01

Арсеньева О.П., Капустенко П.О., Бабак Т.Г., Хавин Г.Л.

**МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПЛАСТИНЧАСТОГО КОНДЕНСАТОРА
ЗІ ЗМІННИМ ПО ДОВЖИНІ ПЕРЕТИНУ КАНАЛІВ**

Запропоновано алгоритм проектування та математичне забезпечення що до розрахунку процесу конденсації вакуумної пари у пластинчастих теплообмінниках. Особливістю є те що, площа перетину каналу уздовж довжини пластины зменшується по стороні пари та збільшується по стороні рідини, що охолоджує. Міжпластинний канал розглядається по зонах, що мають свої геометричні характеристики. Задается початкове розподілення паровмісту по зонах пластины. Зони пластины розділяються на окремі частки. В процесі виконання ітераційного алгоритму конденсація пари по зонах уточнюється. Наведено приклад розрахунку і аналіз одержаних результатів.

Arsenyeva O., Kapustenko P., Babak T., Khavin G.

MATHEMATICAL MODELLING OF PLATE CONDENSER WITH VARIABLE CHANAL SECTION ALONG LENGTH OF PLATE

The proposed plate for condenser has the heat transfer area that consists of several corrugated sections along its length. Shape and dimensions of ridges and valleys of corrugations are variable. The corrugations are inclined to plate vertical axis so the ridges of two adjacent plate corrugations are in contact. The channel formed by such plates has the variable cross-section area. The experimental study of heat transfer and pressure drop for channels of such pattern was carried out. The dependencies for film heat transfer and pressure drop were obtained for each channel part formed with adjacent sections of the plates. The obtained results were compared with those for plates which are conventionally used.

**МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА МАССООБМЕНА КАТАЛИТИЧЕСКОЙ КОНВЕРСИИ
АРОМАТИЧЕСКИХ УГЛЕВОДОРОДОВ**

Начало XXI века в экономически развитых странах характеризуется ужесточением противоречий между развитием энергетики, транспорта, сельскохозяйственных производств и состоянием окружающей среды. Эти противоречия отражаются в возрастающем загрязнении биосферы различными твердыми частицами (пыль, зола, сажа), оксидом и диоксидом углерода, диоксидом серы, оксидами азота переменной валентности, разными летучими углеводородами, в том числе канцерогенными и токсичными, хлор-, фтор- и серосодержащими отходами, ядохимикатами, пестицидами, диоксинами, фуранами, которые являются фактически отравляющими веществами. Накопление отходов прямо пропорционально росту населения планеты, вносящего свой вклад в загрязнение окружающей среды ростом твердых бытовых отходов, включающих непригодные лекарственные и химические препараты, проч. [1].

В Украине, даже в нынешний период ее развития, характеризующийся, в силу объективных причин, резким спадом производства, ежегодные отходы вредных веществ достигают 60 млн. тонн, в том числе 20 млн. тонн составляет эмиссия газов в атмосферу.

В этой связи весьма актуальными являются исследования, направленные на создание современных средств очистки газовых выбросов, которые должны базироваться на создании оптимальных моделей процессов конверсии вредных газовых выбросов в объеме каталитических преобразователей.

Теория химических реакторов [2] предлагает весьма приближенные методы расчета каталитических преобразователей. Создание эффективных конструкций каталитических конвертеров требует разработки современных методов их проектирования.

Тем не менее, закономерности химической кинетики и массопередачи являются общей базой для разработки новой современной теории химических реакторов [3].

Для решения задач, связанных с изучением и разработкой реакторов, процесс конверсии можно представить несколькими моделями, с помощью которых можно не только воспроизвести известные свойства процесса, но и предсказать ранее неизвестные [4].

Нами предложен новый метод расчета каталитической конвертеров вредных газовых выбросов на металлических носителях. Метод основан на анализе процессов конверсии, определении области протекания процесса, моделировании процесса в каждой из этих областей и, в конечном итоге, нахождении оптимальных геометрических, газодинамических, термических параметров, определяющих конструкцию самого нейтрализатора.

Физическая модель процесса конверсии отходящих газов, содержащих органические примеси, монооксид углерода, оксиды серы и азота, определялась посредством реактора проточного типа, который является прообразом промышленных нейтрализаторов газов.

Рабочий объем реактора заполнялся металлическими насадками в виде неплотно скрученных полосок, в поверхность которых были импрегнированы каталитически активные соединения. Совокупный объем насадки составлял 10 см^3 с общей поверхностью контакта фаз 130 см^2 . Температуру исследований в объеме реактора изменяли с 20 до $450 \text{ }^\circ\text{C}$ со средней скоростью $0,25 \text{ }^\circ\text{C}/\text{с}$; скорость газового потока на входе в реактор варьировали в пределах от $5,5 \cdot 10^{-5}$ до $2,2 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3/\text{с}$.

Объектом изучения процесса конверсии являлись продукты превращений последовательной реакции, протекающей при термической деструкции на катализаторе одного из наиболее стойких к термическому разрушению соединений – бензола. Среднее содержание бензола на входе в реактор составляло $8 \text{ г}/\text{м}^3$. Состав газовой смеси на выходе из реактора анализировали с помощью хроматографа ОКСИ 5М-5 и газоанализатора «Инфраклар». Эксперименты проводились при атмосферном давлении в условиях максимально приближенных к изотермическим.

Поскольку изученный носитель разрабатываемых каталитических преобразователей имеет пористую структуру, то лимитирующими стадиями протекания реакции на его поверхности могут быть только внешнекинетическая или внешнедиффузионная области. При высоких скоростях газового потока и высоких температурах (т.е. в условиях, характерных для выпускного тракта двигателей внутреннего сгорания [5]) гетерогенно-каталитический процесс лимитируется скоростью диффузии исходных веществ из потока к внешней поверхности катализатора или скоростью диффузии продуктов реакции от

нее в поток. Именно это и определяет необходимость исследования процессов окисления при таких условиях, соответствующих внешнедиффузионной области.

В результате проведенных экспериментов был получен ряд характерных кривых зависимости степени конверсии бензола от температуры.

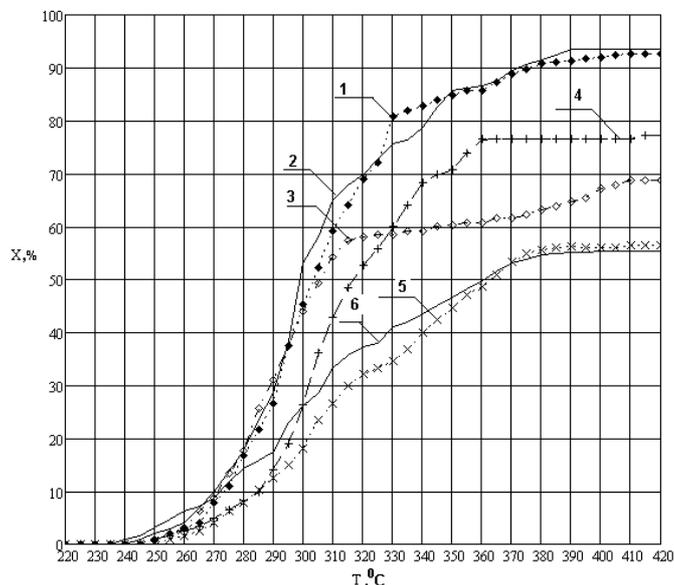


Рисунок 1 – Экспериментальные данные зависимости степени конверсии от температуры при различных скоростях газового потока

Обработкой полученных кривых в допущении о первом порядке скорости протекания реакции окисления бензола на поверхности каталитического преобразователя в соответствии с уравнением закона действующих масс можно получить значения температур перехода [4, 7] процесса деструкции бензола из кинетической во внешнедиффузионную область.

Экспериментальные данные (рис. 1) представляли в виде уравнения закона действующих масс, в которое было поставлена зависимость константы скорости от температуры, выражаемая уравнением Арениуса.

Это позволило получить зависимость степени превращения бензола ($X_{C_6H_6}$, %) от температуры (формула 1):

$$X_{C_6H_6} = 1 - \exp\left(-t_{ex} \cdot \frac{273}{T} \cdot k_0 \cdot \exp\left(-\frac{E}{RT}\right)\right), \quad (1)$$

где k_0 - предэкспоненциальный множитель, c^{-1} ; E - энергия активации химической реакции, Дж/моль; R - универсальная газовая постоянная, Дж/К·моль; T - температура в зоне реакции, К.

Логарифмируя данное выражение можно получить:

$$\ln\left(\frac{\ln(1 - X_{C_6H_6})}{-t_{ex} \times \frac{273}{T}}\right) = \ln k_0 - \frac{E}{RT}. \quad (2)$$

Левая часть этого выражения представляет собой натуральный логарифм константы скорости процесса. Подстановкой в него экспериментальных данных можно получить графические зависимости следующего вида (рис. 2). Как следует из рис. 2, графическая зависимость имеет два линейных участка, отличающиеся разными наклонами к оси обратных температур. Эти участки соответствуют протеканию процесса каталитической конверсии во внешнекинетической (с меньшим углом наклона) и диффузион-

ной (с большим углом наклона) областей. Абсцисса точки пересечения касательных, проведенных к этим участкам, соответствует температуре перехода из внешнекинетической в диффузионную область процесса каталитической конверсии (табл. 1).

Описание части кривой, лежащей в низкотемпературной области протекания процесса конверсии, соответствующей кинетической области протекания процесса конверсии частично затронуто в наших работах [8, 9].

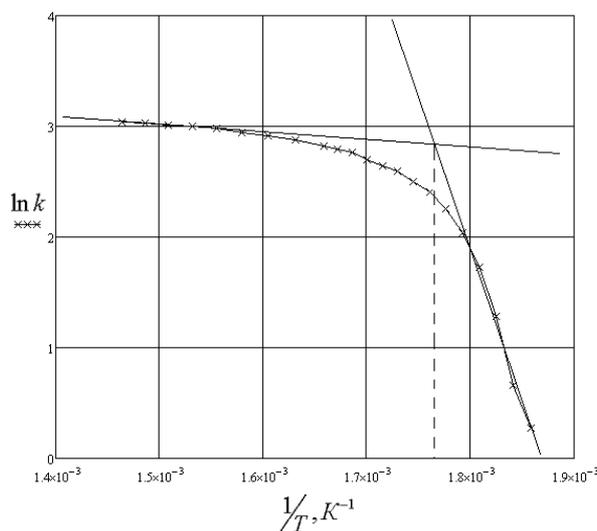


Рисунок 2 – Зависимость логарифма константы скорости от обратной температуры

Данные о температуре перехода позволяют обоснованно выделить внешне-диффузионную область для исследования с целью составления модели, определяющей параметры каталитического нейтрализатора. При этом были использованы данные о степени конверсии бензола при температурах больших, чем, определенная как максимальная температура перехода процесса конверсии из кинетической области в диффузионную – 330 °С.

Таблица 1 – Значения температур перехода процесса окисления бензола из кинетической во внешнедиффузионную область в зависимости от скорости подачи газового потока в реактор

Скорость газового потока, $\times 10^5 \text{ м}^3/\text{с}$	5.528	6.806	8.931	11.06	16.58	22.11
Температура перехода, °С	330	320	315	310	300	305

Разделение процесса каталитической конверсии на отдельные области необходимо для выделения существенных и несущественных факторов, влияющих на процесс, протекающий в каждой из этих областей. Это позволяет, в свою очередь, принимать ряд допущений, которые значительно снижают сложность вычислений, существенно не влияя на их точность.

В расчете коэффициента массопередачи для гетерогенно-каталитического процесса, протекающего в области внешней диффузии, принималось допущение о том, что концентрация исходного соединения (бензола) на поверхности носителей каталитического преобразователя ничтожно мала и стремится к нулю. Действительно, поскольку скорость химического превращения экспоненциально возрастает с увеличением температуры (в соответствии с уравнением Аррениуса), то, начиная с некоторой температуры, скорость реакции будет значительно превосходить скорость подвода реагирующих веществ в зону химической конверсии, т.е. на поверхность каталитического преобразователя.

Данное допущение позволяет определить среднюю движущую силу процесса массопередачи как среднее логарифмическое разностей концентраций бензола в ядре потока и на поверхности каталитического преобразователя.

По экспериментальным данным в соответствии с известными уравнениями и соотношениями массопередачи [4, 7] были найдены значения критериев Нуссельта, Рейнольдса и Прандтля. При расчетах значение характерного линейного размера определялось как эквивалентный диаметр единичного элемента носителя с катализатором.

Далее проводили идентификацию параметров уравнения, связывающего критерии массопередачи:

$$Nu = A \cdot Re^m \cdot Pr^n \cdot \frac{\Gamma_1}{\Gamma_2}, \quad (3)$$

где A, m, n – параметры уравнения; $\frac{\Gamma_1}{\Gamma_2}$ – геометрический симплекс подобия.

Логарифмический вид уравнения (3) имеет линейный характер относительно его параметров, что позволяет применить к нему методы математической статистики и идентифицировать параметры уравнения: A, m и n .

В результате вычислений получены следующие значения параметров: $m = 1,164, n = 2,508$. Принимая геометрический симплекс равным отношению внутреннего диаметра реактора (проточного аппарата) к его длине (длине зоны контакта фаз), получим соответственно множитель A и $\frac{\Gamma_1}{\Gamma_2}$: $A = 71,536,$

$$\frac{\Gamma_1}{\Gamma_2} = 0,1.$$

Подстановка найденных значений параметров в уравнение (3) позволяет представить результаты вычислений в графическом виде, представленным рис. 3.

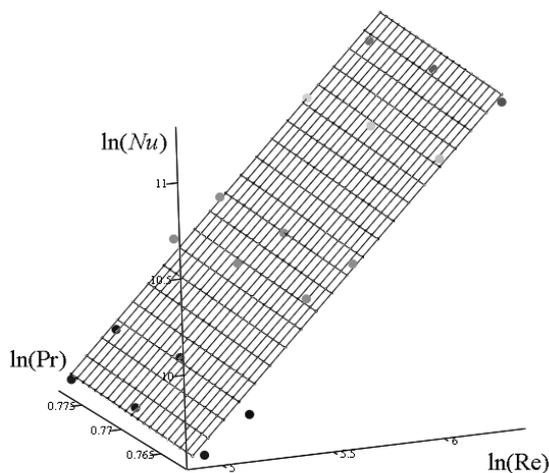


Рисунок 3 – Расчетная (поверхность) и экспериментальные параметры процесса конверсии бензола

Оценка адекватности полученной модели проводилась с помощью критерия Фишера [10]. Расчетное значение критерия составило $F_p = 70.636$, а табличное – $F_T = 2.38$, что говорит о высокой степени соответствия полученного уравнения экспериментальным данным.

Таким образом, была создана математическая модель процесса каталитической конверсии ароматических углеводородов в диоксид углерода, определены ее основные оптимальные параметры процесса: скорость газового потока, температура в зоне катализа, концентрация органического соединения в газовом потоке. Данные параметры позволяют определить объем активной части катализатор, поверх-

ность носителей, геометрические параметры нейтрализатора и его месторасположение в выпускном тракте теплоэнергетического устройства.

Литература

1. Веды В.Е., Остапчук В.Н., Уманец Н.Г., Ровенский А.И. Процессы катализа как эффективные методы очистки газовых выбросов от примесей вредных веществ // Проблемы машиностроения. – 2007. – Т.10. – № 3. – С. 76–80.
2. О. Левеншпиль. Инженерное оформление химических процессов. Изд-во «Химия». М., 1969. – 624 с.
3. Иоффе И.И., Письмен Л.М. Инженерная химия гетерогенного катализа. Изд-во «Химия», Л., 1972. – 464 с.
4. Бесков В.С., Флокк В. Моделирование каталитических процессов и реакторов. – М.: Химия, 1991. – 256 с.
5. Крылов О.В., Третьяков В.Ф. Каталитическая очистка выхлопных газов автомобильного транспорта. По материалам VII международного конгресса по катализу и очистке автомобильных газов // Катализ в промышленности, №4, 2007, с. 44–54.
6. Царева З.М., Орлова Е.И. Теоретические основы химической технологии. – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1986. – 271 с.
7. Царева З.М., Товажнянский Л.Л., Орлова Е.И. Основы теории химических реакторов (компьютерный курс): Учеб. для химико-техн. спец. / Под ред. З.М. Царевой. – Харьков: ХГПУ, 1997. – 624 с.
8. Веды В.С., Краснокутский С.В. Перспективы создания каталитических преобразователей на металловолоконистых носителях. Сотрудничество для решения проблемы отходов: Матер. VII Международной конференции 7–8 апреля 2010 г. – г. Харьков: ЭкоИнформ, 2010. – С. 79–81.
9. Веды В.С., Краснокутский С.В. Кінетика процесів конверсії ароматичних вуглеводнів. Сучасні технології в промисловому виробництві: Матеріали Всеукраїнської міжвузівської науково-технічної конференції 19–23 квітня 2010 р. – г. Суми: Вид-во СумДУ, 2010. – Ч. I. – С. 119.
10. Батунер. Л.М., Позин М.Е., Математические методы в химической технике, Изд-во «Химия», Л. 1971. 824 стр., 82 табл., 207 рис.

Bibliography (transliterated)

1. Ved' V.E., Ostapchuk V.N., Umanec N.G., Rovenskij A.I. Processy kataliza kak jeffektivnye metody ochistki gazovyh vybrosov ot primesej vrednyh veshhestv Problemy mashinostroenija. - 2007. - T.10. - # 3. - p. 76–80.
2. O. Levenshpil'. Inzhenernoe oformlenie himicheskikh processov. Izd-vo «Himija». M., 1969. – 624 p.
3. Ioffe I.I., Pis'men L.M. Inzhenernaja himija geterogennoho kataliza. Izd-vo «Himija», L., 1972. 464 p.
4. Beskov V.S., Flokk V. Modelirovanie kataliticheskikh processov i reaktorov. – M.: Himija, 1991. – 256 p.
5. Krylov O.V., Tret'jakov V.F. Kataliticheskaja ochistka vyhlopnih gazov avtomobil'nogo transporta. Po materialam VII mezhdunarodnogo kongressa po katalizu i ochistke avtomobil'nyh gazov Kataliz v promyshlennosti, #4, 2007, p. 44–54.
6. Careva Z.M., Orlova E.I. Teoreticheskie osnovy himicheskoi tehnologii. – K.: Vishha shk. Golovnoe izd-vo, 1986. 271 p.
7. Careva Z.M., Tovazhnjanskij L.L., Orlova E.I. Osnovy teorii himicheskikh reaktorov (komp'juternyj kurs): Ucheb. dlja himiko-tehn. spec. Pod red. Z.M. Carevoj. – Har'kov: HGPU, 1997. – 624 p.
8. Ved' V.C. Krasnokutskij S.V. Perspektivy sozdanija kataliticheskikh preobrazovatelej na metallovoloknistyh nositeljah. Sotrudnichestvo dlja reshenija problemy othodov: Mater. VII Mezhdunarodnoj konferencii 7–8 aprelja 2010 r. – g. Har'kov: JekoInform, 2010. – p. 79–81.
9. Ved' V.C. Krasnokutskij S.V. Kinetika procesiv konversii aromaticnih vuglevodniv. Suchasni tehnologii v promislovomu virobnictvi: Materiali Vseukraїns'koї mizhvuziv's'koї naukovo-tehnichnoї konferencii 19–23 kvitnja 2010 r. – g. Sumi: Vid-vo SumDU, 2010. – Ch. I. – p. 119.
10. Batuner. L.M., Pozin M.E., Matematicheskie metody v himicheskoi tehnike, Izd-vo «Himija», L. 1971. 824 p., 82 tabl., 207 ris.

УДК 66.011

Краснокутський С.В., Ведь В.Є.

**МОДЕЛЬ ПРОЦЕСУ МАСООБМІНУ КАТАЛІТИЧНОЇ КОНВЕРСІЇ АРОМАТИЧНИХ
ВУГЛЕВОДНІВ**

Розглянуто методику складання математичної моделі каталітичного перетворювача шкідливих газових викидів різних теплоенергетичних улаштувань, у т.ч. й автомобілів.

Krasnokutskiy E.V., Ved V.E.

MODEL OF MASS TRANSFER CATALYTIC CONVERSION OF AROMATIC HYDROCARBONS

There is considered the method of preparation of the mathematical model of the catalytic converter of harmful gas emissions of various thermal power units, including cars.

ПИНЧ-ДИАГНОСТИКА И МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА РАЗДЕЛЕНИЯ ШИРОКОЙ ФРАКЦИИ ЛЕГКИХ УГЛЕВОДОРОДОВ

Введение. Интеграция Украины в мировую экономику и европейский выбор народа Украины, который приобрел поддержку индустриально развитых стран, предполагает достижения уровня жизни и энергоэффективности экономики стран Европейского Содружества.

В настоящее время энергетическая ситуация в Украине критическая, прежде всего вследствие того, что за счет собственной добычи ископаемого органического топлива Украина сегодня может только частично удовлетворить потребности: в нефти – на 10–12 %, в природном газе – на 20–25 %, в угле – на 85–90 % [1]. В то же самое время удельное энергопотребление в промышленности Украины в 2–3 раза выше, чем в экономически развитых странах, что свидетельствует о наличии большого энергосберегающего потенциала на промышленных предприятиях, а также о возможности уменьшения техногенной нагрузки на окружающую среду. Пути и методы использования возможностей энергосбережения и снижения техногенной нагрузки известны, и в последние два десятилетия получили широкое распространение в индустриально развитых странах. Прежде всего, это методы интеграции процессов и, в частности, метод пинч-анализа [2, 3].

Процессы переработки углеводородного сырья являются одними из самых энергоемких производственных процессов, и уровень энергозатрат в значительной степени влияет на себестоимость готовой продукции. Рост цен на энергоносители привел к развитию методов и созданию проектов реконструкции нефте- и газоперерабатывающих установках.

В работе [4] анализируются методы достижения минимальной стоимости потребляемой энергии в химико-технологических системах, основанные на пинч-анализе, с помощью которых определяется энергосберегающий потенциал в процессе первичной переработки нефти. В работе [5] показано, что применение методов пинч-реконструкции на установках первичной переработки нефти и коксования позволяет уменьшить горячие утилиты на 40 %.

Наиболее высоким удельным потреблением тепловой энергии при переработке углеводородного сырья отличаются газодифракционирующие установки, достигающим 2,5–3 ГДж, а в отдельных случаях 3,3 ГДж на 1 т перерабатываемого сырья, значительно выше удельной потребности в теплоте других процессов нефте- и газопереработки [6].

В работе [7] использованы методы пинч-анализа для создания проекта реконструкции одной из газоразделительных установок Таиландской нефтяной компании (РРТ). Показана возможность снижения удельного энергопотребления на 10 % по сравнению с существовавшим до реконструкции.

В данной работе анализируется энергопотребление в процессе разделения широкой фракции легких углеводородов (ШФЛУ) на центральной газодифракционирующей установке (ЦГФУ).

Экстракция и уточнение технологических данных. ЦГФУ предназначена для разделения сырья – ШФЛУ и технического бутана на товарные фракции: пропановую, изобутановую, нормального бутана, изопентановую, нормального пентана и гексановую. Установка введена в действие в 1979 году с проектной мощностью 800 тысяч тонн сырья в год.

На основании изучения технологического регламента процесса разделения ШФЛУ, выполнения ее обследования и проведения измерений технологических параметров процесса построена энерготехнологическая схема процесса разделения, и определены 15 технологических потоков, которые могут быть использованы при теплоэнергетической интеграции [8].

1. Кубовый остаток К1. Отводится с низа колонны К1 (рис. 1) и подается для разделения в колонну К2. $t_{нач} \sim 111 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{кон} \sim 104 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 59,0 \text{ т/ч}$.

2. Конденсация паров К1. Пары колонны К1 конденсируются в Т-2/1, Т-2/2. Конденсат поступает в Е-1. $t_{конд} = 54 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 92,0 \text{ т/ч}$.

3. Охлаждение Этан-пропановой фракции (ЭПФ). ЭПФ отводится из Е1, конденсируется и охлаждается в Т-20/1, 2 и Т-21, а затем поступает в Е7. $t_{нач} = 54 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{кон} = 19 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 9,81 \text{ т/ч}$.

4. Конденсация паров К2. Пары колонны К2 конденсируются в Т-6/1, Т-6/2. Конденсат отводится в Е-2. $t_{конд} = 60 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 153,0 \text{ т/ч}$.

5. Бутановая фракция. Отводится с низа колонны К-3/1, охлаждается в Т-11/1 и направляется на склад. $t_{нач} \sim 70 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{кон} = 42 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 31,0 \text{ т/ч}$.

6. Конденсация паров К3. Пары колонны К3/2 конденсируются в Т-9/1,2,3. Конденсат отводится в Е-3. $t_{\text{конд}} = 48 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 216,90 \text{ т/ч}$.

7. Изобутановая фракция. Отбирается из емкости Е-3, охлаждается в Т-10/1 и отводится на склад. $t_{\text{нач}} = 48 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}} = 38 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 23,05 \text{ т/ч}$.

8. Пентановая фракция. Отводится с низа колонны К-4, охлаждается в Т-14/1,2 и направляется на склад. $t_{\text{нач}} = 82 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}} = 19 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 2,12 \text{ т/ч}$.

9. Конденсация паров К4. Пары колонны К4 конденсируются в Т-17/2. Конденсат отводится в Е-5. $t_{\text{конд}} \sim 63 \text{ }^\circ\text{C}$, $G \sim 27,0 \text{ т/ч}$.

10. Конденсат в Т-28. Конденсат греющего пара ректификационных колонн поступает в Т-28, охлаждается и отводится в Е-18.

11. Исходная ШФЛУ. Широкая фракция летучих углеводородов подогревается в Т-28 и Т-4 и направляется в колонну К-1 для разделения, $t_{\text{нач}} = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, $t_{\text{кон}} = 55 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 69,80 \text{ т/ч}$.

12. Подогрев К1. Низ колонны К1 подогревается в Т-1/2 паром, $t \sim 110 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 175,30 \text{ т/ч}$.

13. Подогрев К2. Низ колонны К2 подогревается в Т-5/2 паром, $t \sim 109 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 143,10 \text{ т/ч}$.

14. Подогрев К3. Низ колонны К3 подогревается в Т-8/1 паром, $t \sim 70 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 207,60 \text{ т/ч}$.

15. Подогрев К4. Низ колонны К4 подогревается в Т-12/1,2 паром, $t \sim 82 \text{ }^\circ\text{C}$, $G = 25,02 \text{ т/ч}$.

Для того, чтобы быть уверенными в собранных технологических данных было выполнено моделирование работы ЦГФУ в программе UniSim Design (рис. 1), которая представляет собой пакет математического обеспечения, предназначенный для моделирования в стационарном режиме, проектирования химико-технологических производств, контроля производительности оборудования, оптимизации и бизнес-планирования в области добычи и переработки углеводородов и нефтехимии.

Выполнение материального баланса процесса и расхождение основных интегральных параметров процесса, таких как: расход сырья, выход продуктов, а также тех параметров значений тех параметров, в точности которых не было сомнений не белее, чем на 3 %, с параметрами, полученными при моделировании, позволило нам записать потоковую таблицу [2] (табл. 1). Данная таблица является числовым образом изучаемого процесса, и содержит все необходимые данные для проведения его теплоэнергетического интегрирования.

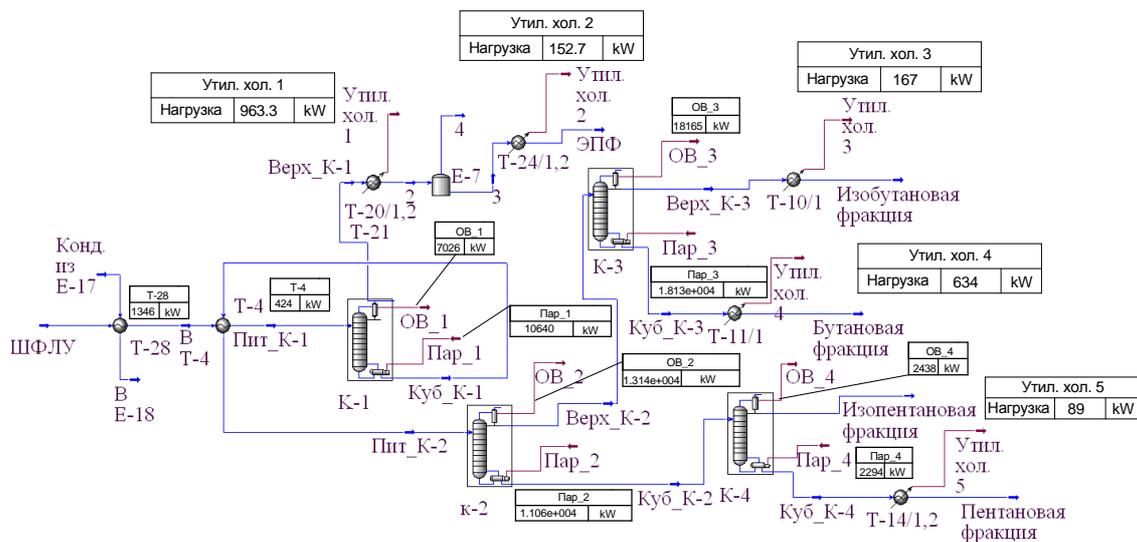


Рисунок 1 – UniSim Design модель процесса разделения ШФЛУ на ЦГФУ

Е – емкость; К-1 – ректификационная колонна выделения этан-пропановой фракции (ЭПФ);

К-2 – колонна выделения изобутан-бутановой фракции; К-3 – колонна разделения изобутан-бутановой фракции; К-4 – колонна выделения изопентан-пентановой фракции; ОВ – охлаждающая вода;

Т – теплообменные аппараты. В рамках показаны нагрузки на теплообменные аппараты

Полученные результаты измерений температур и расходов технологических потоков, регламентных данных и результаты вычисления материального баланса установки позволили построить потоковую таблицу, благодаря которой были построены составные кривые горячих и холодных технологических потоков, действующего в настоящее время процесса, на температурно-энтальпийной диаграмме (рис. 2, а).

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ

Таблица 1 – Поточковые данные технологических потоков, включенных в интеграцию для существующего в настоящее время режима работы ЦГФУ

№	Название потока	Тип	$T_s, ^\circ\text{C}$	$T_T, ^\circ\text{C}$	$G, \text{ т/ч}$	$C, \text{ кДж/кг}\cdot\text{K}$	$r, \text{ кДж/кг}$	$CP, \text{ кВт/К}$	$\Delta H, \text{ кВт}$
1	Кубовый остаток К1	гор	111	104	59,99	3,635		60,57	424
2	Конденсация паров К1	гор	54	54	92,15		274,5		7026
3	Охлаждение ЭПФ	гор	54	38	9,81	2,358		6,43	103
		гор	38	38	9,81		316,5		862
		гор	38	19	9,81	2,916		7,95	151
4	Конденсация паров К2	гор	60	60	153,20		308,8		13140
5	Бутановая фракция	гор	69	42	31,50	2,682		23,46	634
6	Конденсация паров К3	гор	48	48	216,90		301,5		18165
7	Изобутановая фракция	гор	48	38	23,05	2,609		16,70	167
8	Пентановая фракция	гор	82	19	2,12	2,407		1,42	89
9	Конденсация паров К4	гор	63	63	27,87		314,3		2433
10	Конденсат в Т-28	гор	105	59	38,45	4,190		44,75	1346
11	Исходная ШФЛУ	хол	20	55	69,80	2,547		49,37	1728
12	Подогрев К1	хол	111	111	175,30		218,5		10640
13	Подогрев К2	хол	109	109	143,10		278,2		11057
14	Подогрев К3	хол	69	69	207,60		314,4		18130
15	Подогрев К4	хол	82	82	25,02		328,8		2285

Пинч-диагностика. Наименьшее расстояние между кривыми по оси ординат – температурной оси показывается областью пинча выбранной системы технологических потоков. В нашем случае на действующей установке пинч показывается на температурах: $T_{\text{гор}} = 111 ^\circ\text{C}$ и $T_{\text{хол}} = 69 ^\circ\text{C}$. Разность температур в области пинча равна $\Delta T_{\text{min}} = 42 ^\circ\text{C}$. Эта разность была бы минимальной между теплоносителями в теплообменном оборудовании, если бы выполнялись условия вертикального теплообмена.

Для снижения энергопотребления в химико-технологической системе (ХТС) необходимо уменьшение минимальной разности температур ΔT_{min} между теплоносителями в теплообменных аппаратах. Это достигается путем сближения составных кривых вдоль энтальпийной оси. Значение ΔT_{min} которое может быть достигнуто в теплообменной сети ХТС определяется как спецификацией теплообменного оборудования, так и теплофизическими свойствами теплоносителей, которые в свою очередь, конечно, влияют на выбор спецификации теплообменного оборудования.

Теплоносителями, участвующими в теплообмене на ЦГФУ являются фракции легких углеводородов, которые при температурах разделения ведут себя как маловязкие жидкости. Поэтому для организации дополнительного теплообмена можно применить высокоэффективные пластинчатые теплообменные аппараты. В пластинчатых теплообменниках для легких углеводородов может быть достигнута минимальная разность температур $\Delta T_{\text{min}} = 2 ^\circ\text{C}$. Составные кривые для $\Delta T_{\text{min}} = 2 ^\circ\text{C}$ представлены на рисунке 2, б.

Из рисунка 2 (б), видно, что пинч локализуется на температуре для горячих потоков, равной $71 ^\circ\text{C}$, и соответственно для холодных потоков $-69 ^\circ\text{C}$. Составные кривые показывают, что при достижении $\Delta T_{\text{min}} = 2 ^\circ\text{C}$ исчезают холодные утилиды, горячие утилиды при этом приобретают значение равное $Q_{H\text{min}} = 40.151 \text{ МВт}$, что на 4.7 % меньше, чем процесс получает от утилитной системы в настоящее время. Холодные утилиды уменьшаются на 4.2 % с $Q_{c\text{min}} = 42.812 \text{ МВт}$ до $Q_{c\text{min}} = 41.026 \text{ МВт}$.

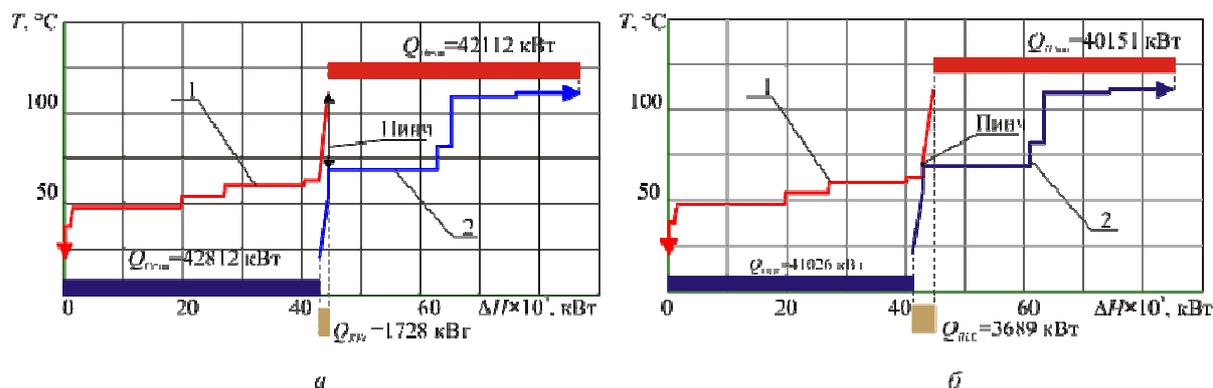


Рисунок 2 – Составные кривые процесса разделения широкой фракции легких углеводородов на установке ЦГФУ: (а) – действительного процесса, (б) – построенные для $\Delta T_{\min} = 2$ °C. 1 – составная кривая горячих потоков; 2 – составная кривая холодных потоков; $Q_{H\min}$, $Q_{C\min}$, Q_{Rec} – потребляемая мощность горячих утилит, холодных утилит и мощность рекуперации

Сеточная диаграмма для проекта реконструкции теплообменной сети приведена на рисунке 3. Тепловая интеграция выполняется за счет создания двух независимых подсистем ниже и выше точки пинча. В подсистеме выше пинча холодные потоки находятся в тепловом балансе с горячими потоками и горячими утилитами. Аналогично, в системе ниже точки пинча – горячие потоки находятся в тепловом балансе с холодными потоками и холодными утилитами. Оценка общей площади поверхности теплообмена дает значение 174.9 м².

UniSim модель проекта реконструкции энерготехнологической схемы представлена на рисунке 4. Моделирование проекта реконструкции ЦГФУ в математическом обеспечении UniSim подтверждает достижение целевых энергетических значений.

В результате внедрения проекта реконструкции установки мощность горячих утилит уменьшится на 1961 кВт, а холодных на 1786 кВт.

Используя рыночную стоимость энергоносителей, которая для природного газа, в настоящее время составляет величину 260 долл. США за 1 тысячу кубов, рассчитываем стоимость одного кВт года без учета к.п.д. генерирующей системы, и получаем 230 долл. США за 1 кВт год горячих утилит. Стоимость холодных утилит, как правило, составляет 10 % от стоимости горячих утилит [9]. Зная стоимость утилит и их сокращение, рассчитываем годовую прибыль (табл. 2).

Капитальную стоимость теплообменного оборудования рекуперативной системы установки будем оценивать выражением [10]:

$$\text{Кап.стоимость} = A_T + B_T \cdot (S)^c,$$

где $A_T = 5000$ долл. США – стоимость установки одного теплообменного аппарата; $B_T = 1000$ – коэффициент, эквивалентный стоимости 1 м² площади поверхности теплообмена; S – площадь поверхности теплообмена теплообменного аппарата; c – коэффициент, который отображает нелинейную зависимость стоимости теплообменника от величины его поверхности теплообмена. В нашем случае, $c = 1$.

Оценка стоимости теплообменного оборудования $C_{\text{доп}}$ составит величину

$$C_{\text{доп}} = 174.9 \cdot 1000 + 4 \cdot 5000 = 194900 \text{ дол.США.}$$

Тогда простой срок окупаемости примет значение, равное

$$T = \frac{194900 \cdot 12}{492108} = 5 \text{ месяцев.}$$

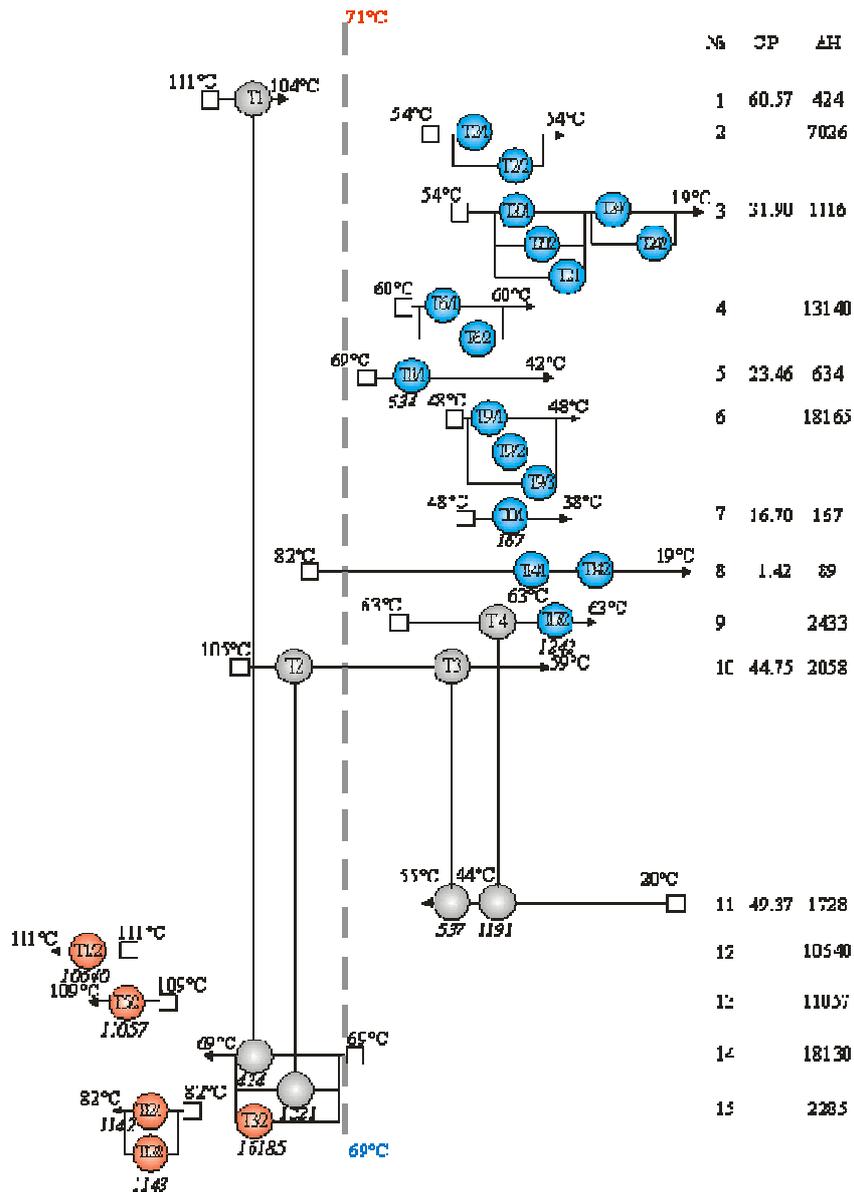


Рисунок 3 – Сеточная диаграмма предлагаемой сети теплообмена на ЦГФУ
 Т – теплообменные аппараты; штриховая линия – локализация пинч-температур; CP – потоковые теплоемкости, кВт/К; ΔH – изменение потокового теплосодержания, кВт. Внизу под размещениями теплообменных аппаратов показаны их тепловые нагрузки в кВт

Таблица 2 – Энергопотребление и рекуперация системы теплообмена которая существует, системы теплообмена, которая предлагается

Объект	На данный момент, кВт	Проект, кВт	Уменьшение, кВт	Прибыль, долл. США в год
Горячие утилиты	42112	40151	1961	451030
Холодные утилиты	42812	41026	1786	41078
Всего:				492108

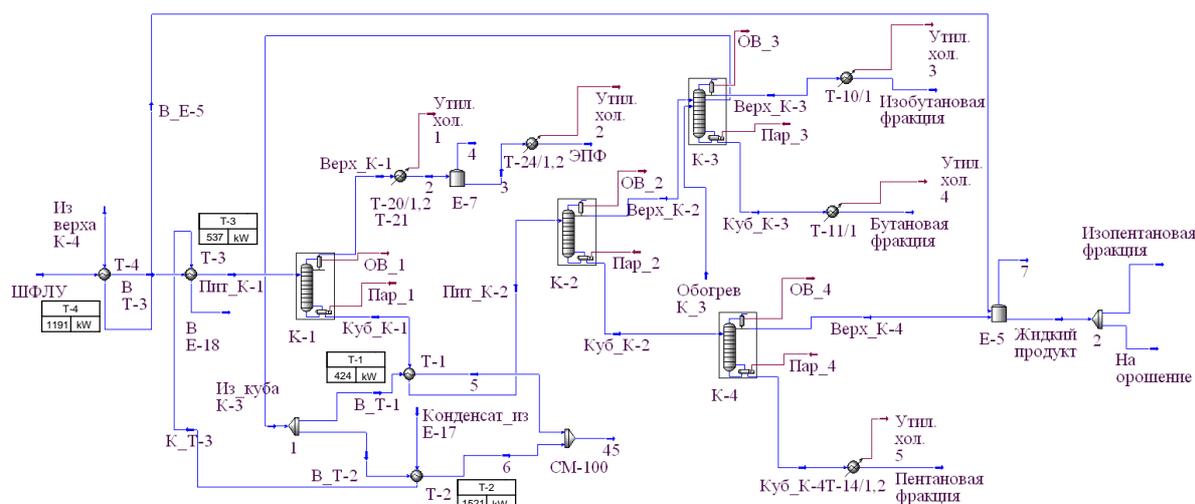


Рисунок 4 – UniSim Design модель енерготехнологічної схеми установки ЦГФУ

Е – ємкість; К-1 – ректифікаційна колонна виділення етан-пропанової фракції; К-2 – колонна виділення ізобутан-бутанової фракції; К-3/1 і К-3/2 – колонна розділення ізобутан-бутанової фракції; К-4 – колонна виділення ізопентан-пентанової фракції; Н – насос; ОВ – охолоджуюча вода; Т – теплообмінні апарати. В рамках показані навантаження рекуперативних теплообмінних апаратів

Заключення

Моделювання процесу розділення ШФЛУ з допомогою програмного продукту UniSim Design дозволило уточнити вимірені потікові дані та отримати недостаючі. Використання термодинамічних моделей UniSim Design дозволило розрахувати фізичні властивості, транспортні властивості, фазове рівноважє матеріальних потоків з високою точністю. Це дало можливість скласти таблицю потікових даних, яка є цифровим образом процесу, побудувати складні криві та знайти енергосберігаючий потенціал процесу. В результаті застосування пінч-методів отримана нова система теплообміну та представлена робочоспособна, економічно вигідна UniSim Design -модель енерготехнологічної схеми установки ЦГФУ, впровадження якої дозволить економити 492100 дол. США в рік при терміні окупності проекту реконструкції, рівному 5 місяцям.

Література

1. Енергоефективність та відновлювані джерела енергії / [Бевз С.М., Бондаренко Б.І., Буткевич О.Ф. і др.]; під загальною ред. А.І. Шидловського. – Київ: вид. «Українські енциклопедичні знання», 2007. – 500 с.
2. Smith R. Chemical Process Design and Integration / R. Smith – Chichester: John Wiley & Sons Ltd, – 2005. – 688 p.
3. Смит Р. Основы интеграции тепловых процессов / Р. Смит, Й. Клемеш, Л.Л. Товажнянский, П.А. Капустенко, Л.М. Ульев. – Харьков: Издательский центр НТУ «ХПИ», 2000. – 457 с.
4. Bagajewicz M.J. Energy savings horizons for the retrofit of chemical processes. Application to crude fractionation units / M.J. Bagajewicz // Computers and Chemical Engineering. – 1998. – V. 23. –No. 1. – P. 1–9.
5. Querzoli A.L. Identification of Heat Integration Retrofit Opportunities for Crude Distillation and Residue Cracking Units /A.L. Querzoli, A.F.A. Hoadley, T.E.S. Dyson // Korean J. Chem. Eng. –2003. – V. 20. – No. 4. –P. 635–641.
6. Голомшток Л.И. Снижение потребления энергии в процессах переработки нефти / Л.И. Голомшток, К.З. Халдей. – М.: Химия. – 1990. – 143 с.
7. Suwannapisit P. Energy Integration: Design of Stabilizer Unit and Retrofit of Gas Separation Unit / P. Suwannapisit, K. Siemanond, V. Thammongkol, N. Kanongchaiyot // Chemical Engineering Transaction. –

2005. Vol. 7. Proceedings of 8th Conference on Process Integration, Modelling and Optimisation for Energy Saving and Pollution Reduction. – V. 1. – P. 133–138.

8. Ульєв Л.М. Определение энергосберегающего потенциала разделения ШФЛУ на центральной газофракционирующей установке / Л.М. Ульєв, С.А. Болдырев, Е.В. Поливода // ВІСНИК Національного технічного університету «ХПІ» – 2009, Випуск 40. – С. 21–32.

9. Linnhoff B. User guide on process integration for the efficient use of energy / [B. Linnhoff, D.W. Townsend, D. Boland et al.] – Rugby, IChemE, UK 1991 (New addition 1994). – 247 p.

10. Nordman R. New process integration methods for heat-saving retrofit projects in industrial systems Thesis for the degree of doctor of philosophy / R. Nordman – Göteborg: Printed by Chalmers Reproservice, Sweden. 2005. – 77 p.

Bibliography (transliterated)

1. Energoefektivnist' ta vidnovljувani dзherela energii [Bezv S.M., Bondarenko B.I., Butkevich O.F. i dr.]; pid zagal'noju red.. A.I. Shidlovs'kogo. – Kiiv: vid. «Ukraїns'ki enciklopedichni znannja», 2007. – 500 p.

2. Smith R. Chemical Process Design and Integration R. Smith – Chichester: John Wiley & Sons Ltd, – 2005. – 688 p.

3. Smit R. Osnovy integracii teplovyh processov R. Smit, J. Klemesh, L.L. Tovazhnjanskij, P.A. Kapustenko, L.M. Ul'ev. – Har'kov: Izdatel'skij centr NTU «HPI», 2000. – 457 p.

4. Bagajewicz M.J. Energy savings horizons for the retrofit of chemical processes. Application to crude fractionation units M.J. Bagajewicz Computers and Chemical Engineering. – 1998. – V. 23. –No. 1. – P. 1–9.

5. Querzoli A.L. Identification of Heat Integration Retrofit Opportunities for Crude Distillation and Residue Cracking Units A.L. Querzoli, A.F.A. Hoadley, T.E.S. Dyson Korean J. Chem. Eng. –2003. – V. 20. – No. 4. –P. 635–641.

6. Golomshtok L.I. Snizhenie potreblenija jenergii v processah pererabotki nefi L.I. Golomshtok, K.Z. Haldej. – M.: Himija. – 1990. – 143 p.

7. Suwannapisit P. Energy Integration: Design of Stabilizer Unit and Retrofit of Gas Separation Unit P. Suwannapisit, K. Siemanond, V. Thammongkol, N. Kanongchaiyot Shemical Engineering Transaction. – 2005. Vol. 7. Proceedings of 8th Conference on Process Integration, Modelling and Optimisation for Energy Sav-ing and Pollution Reduction. – V. 1. – P. 133–138.

8. Ul'ev L.M. Opredelenie energosberegajushhego potencijala rozdelenija ShFLU na central'noj gazofrakcionirujushhej ustanovke L.M. Ul'ev, S.A. Boldyrev, E.V. Polivoda VISNIK Nacional'nogo tehničnogo universitetu «HPI» – 2009, Vipusk 40. – p. 21–32.

9. Linnhoff B. User guide on process integration for the efficient use of energy [B. Linnhoff, D.W. Townsend, D. Boland et al.] – Rugby, IChemE, UK 1991 (New addition 1994). – 247 p.

10. Nordman R. New process integration methods for heat-saving retrofit projects in industrial systems Thesis for the degree of doctor of philosophy R. Nordman – Göteborg: Printed by Chalmers Reproservice, Sweden. 2005. – 77 p.

УДК 338.45: 662.276

Ульєв Л.М., Поливода К.В.

ПІНЧ-ДІАГНОСТИКА І МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РОЗДІЛЕННЯ ШИРОКОЇ ФРАКЦІЇ ЛЕГКИХ ВУГЛЕВОДНІВ

Моделювання процесу розділення ШФЛВ за допомогою програмного продукту UniSim Design дозволило уточнити зміряні потокові дані і отримати ті, що не дістають. Використання термодинамічних моделей UniSim Design дозволило розрахувати фізичні властивості, транспортні властивості, фазову рівновагу матеріальних потоків з високою точністю. Це дало можливість скласти таблицю поточкових даних, яка є цифровим образом процесу, побудувати складені криві і знайти енергозберігаючий потенціал процесу. В результаті застосування пінч-методов отримана нова система теплообміну і представлена працездатна, економічно вигідна UniSim Design – модель енерготехнологічної схеми установки ЦГФУ, впровадження якої дозволить економити 492100 дол. США на рік при терміні окупності проекту реконструкції, рівному 5 місяцям.

Ulyev L.M., Polivoda K.V.

**PINCH-DIAGNOSTIC AND SIMULATION OF SEPARATION PROCESS
OF WIDE SPARED LIGHT HYDROCARBONS**

Simulation of light hydrocarbons wide fraction separation process with the help of UniSim Design allows us to improve the found data and to receive missing data. Using the UniSim Design thermodynamic models let us to calculate of physical properties and phase equilibrium with good precision. This gives possibility to write stream table and to build the composite curves. Energy saving potential was found with the help of composite curves. The retrofit project of heat exchange network was made in this paper. UniSim Design simulation showed the availability of the new project for CGFU heat network. Implementation of this project will give 492100 US dollars of profit, with the payback period equal 5 months.

УДК 621.396.6

Кучер Д.Б., Харланов А.И., Медведь И.В., Тараненко С.В.

МОДЕЛЬ РАСПРОСТРАНЕНИЯ МОЩНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ИЗЛУЧЕНИЙ, НАВЕДЕННЫХ КОМБИНИРОВАННЫМИ ВЗРЫВОМАГНИТНЫМИ ГЕНЕРАТОРАМИ

Введение. В настоящее время всё более распространенным становится применение различных типов взрывомагнитных генераторов (ВМГ) в качестве самостоятельных источников мощных электромагнитных излучений (МЭМИ), которые можно использовать не только в радиотехнике, но и в биофизике, медицине и т. д.

Для определения механизма электромагнитного воздействия МЭМИ на современные радиоэлектронные системы (РЭС) необходимо знать параметры, влияющие на характер их распространения. С целью исследования свойств и характеристик электромагнитного поля МЭМИ в зависимости от зоны излучения в данной работе рассматривается модель распространения МЭМИ, генерируемых комбинированными ВМГ (КВМГ).

Основной материал. Для получения высоких энергетических уровней воздействия на РЭС комбинируют два взрывных генератора (импульсный и спиральный), построенных на различных физических принципах и работающих на одну нагрузку. При этом в качестве нагрузки должна выступать антенная система, способная выдерживать токи в десятки килоампер. В этом отношении наиболее приемлемым является выбор рамочной антенны, способной излучать магнитную составляющую поля, проникающую, в отличие от электрической, даже в глубь земной поверхности или бетонных сооружений [1, 2]. При размещении таких КВМГ в ограниченных по габаритным размерам корпусах в качестве рамочной антенны может выступать последний виток внешней спирали, на котором будет наводиться максимально возможный ток при выталкивании магнитного поля.

При этом необходимо учитывать, что такая рамочная антенна будет излучать сферические волны. Поэтому при решении задачи излучения МЭМИ воспользуемся теорией электромагнитного поля.

В результате процессов компрессии и выталкивания магнитного поля на последнем витке внешней спирали будет наводиться изменяющийся во времени ток, связать который с составляющими поля можно с помощью уравнений Максвелла, записанных в сферической системе координат [2]:

$$\begin{cases} \dot{E}_r = 0; \\ \dot{E}_\varphi = -\frac{\dot{I}_m e^{-j\alpha r} l}{4\pi r^2} (1 + j\alpha r) \sin \theta; \\ \dot{E}_\theta = 0; \\ \dot{H}_r = j \frac{\dot{I}_m e^{-j\alpha r} l}{2\pi\omega\mu_a r^3} (1 + j\alpha r) \cos \theta; \\ \dot{H}_\varphi = 0; \\ \dot{H}_\theta = j \frac{\dot{I}_m e^{-j\alpha r} l}{4\pi\omega\mu_a r^3} (1 - \alpha^2 r^2 + j\alpha r) \sin \theta, \end{cases} \quad (1)$$

где \dot{E}_r , \dot{E}_φ , \dot{E}_θ и \dot{H}_r , \dot{H}_φ , \dot{H}_θ – комплексные амплитуды векторов поля \vec{H} и \vec{E} в проекциях на координатные направления r , φ , θ сферической системы координат соответственно (см. рисунок 1), l – эквивалентное расстояние между магнитными зарядами, \dot{I}_m – комплексный эквивалентный магнитный ток, $\alpha = \frac{2\pi}{\lambda}$ – коэффициент фазы, λ – длина волны (или ее эквивалент для импульсного сигнала), излучаемой с последнего витка внешней спирали.

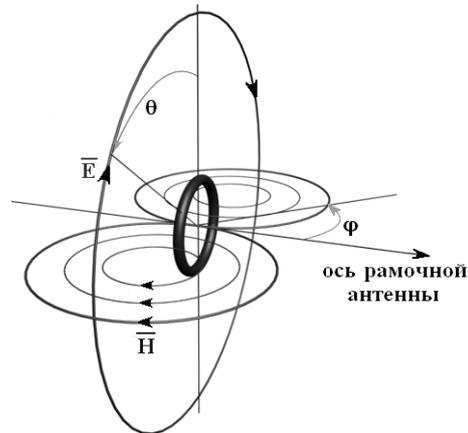


Рисунок 1 – Распределение электромагнитных полей при излучении МЭМИ рамочной антенной

Анализируя выражения (1), необходимо заметить, что для составляющих электрического и магнитного полей входят отдельные слагаемые αr и $\alpha^2 r^2$ пропорциональные единице. Так как $\alpha r = 2\pi \frac{r}{\lambda}$, для очень малых по сравнению с длиной волны расстояний ($r \ll \lambda$) от точки излучения можно сделать следующие допущения

$$\alpha r \ll 1; \alpha^2 r^2 \ll 1; e^{-j\alpha r} \approx 1. \quad (2)$$

Тогда выражение (1) можно переписать в следующем виде:

$$\begin{cases} \dot{E}_\varphi = -\frac{\dot{I}_m l}{4\pi r^2} \sin \theta; \\ \dot{H}_r = j \frac{\dot{I}_m l}{2\pi \omega \mu_a r^3} \cos \theta; \\ \dot{H}_\theta = j \frac{\dot{I}_m l}{4\pi \omega \mu_a r^3} \sin \theta; \\ \dot{E}_r = \dot{E}_\theta = \dot{H}_\varphi = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Эквивалентный магнитный ток и электрический ток, наводимый в рамке, связаны следующим соотношением:

$$\dot{I}_m = j\omega \frac{\mu_a S}{l} \dot{I}, \quad (4)$$

где S – площадь последнего витка внешней спирали.

Тогда выражение (3) можно переписать, учитывая (4), следующим образом:

$$\begin{cases} \dot{E}_\varphi = -\frac{j\omega \mu_a S \dot{I}}{4\pi r^2} \sin \theta; \\ \dot{H}_r = -\frac{S \dot{I}}{2\pi r^3} \cos \theta; \\ \dot{H}_\theta = -\frac{S \dot{I}}{4\pi r^3} \sin \theta. \end{cases} \quad (5)$$

Принятие допущений $r \ll \lambda$, $\alpha r \ll 1$, $\alpha^2 r^2 \ll 1$ и $e^{-j\alpha r} \approx 1$ равносильно пренебрежению запаздыванием электромагнитных процессов. При этом электромагнитные поля вокруг данной рамочной антенны будут в основном определяться током, наводимым на последнем витке внешней спирали при срабатывании ВМГ. Вектор электрического поля данной излучающей структуры имеет только одну составляющую \dot{E}_φ и лежит в плоскости, перпендикулярной оси рамочной антенны (см. рисунок 1). Вектор магнитного поля имеет две составляющие \dot{H}_r и \dot{H}_θ , не зависящие от длительности и длины волны МЭМИ. Результирующий вектор будет лежать в плоскостях, проходящих через ось вибратора. Следовательно, векторы электрического и магнитного полей данной излучающей структуры в любой точке ближней зоны будут взаимно перпендикулярны. Амплитуды электрического и магнитного полей в ближней зоне будут убывать пропорционально квадрату и кубу расстояния (см. рисунок 2), поэтому размеры ближней зоны в данном случае будут очень малы, несмотря на достаточно высокие значения напряженностей непосредственно в точке излучения.

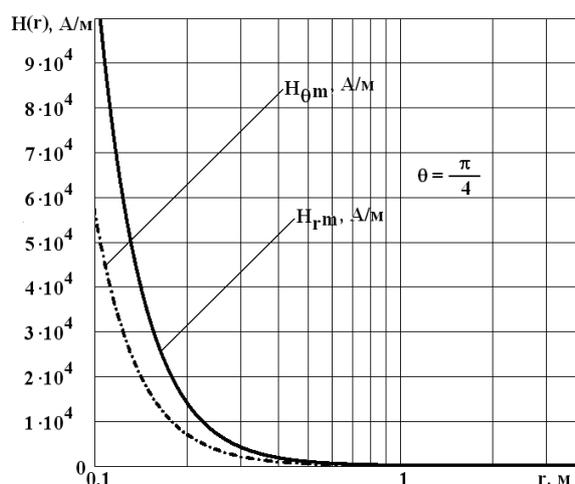


Рисунок 2 – Распределение амплитуд напряженностей магнитного поля в ближней зоне излучения последнего витка внешней спирали при $\tau_n = 30 \cdot 10^{-6}$ с

Таким образом, в ближней зоне будет проявляться только незначительное излучение выбранной комбинированной системы и размеры зоны функционального поражения РЭС не будут превышать несколько десятков сантиметров.

Для дальней зоны излучения выбранной комбинированной структуры выполняется условие $r \gg \lambda$. В этом случае можно сделать следующие допущения:

$$\alpha r \gg 1; \alpha^2 r^2 \gg \alpha r; \frac{1}{r^2} \rightarrow 0 \text{ и } \frac{1}{r^3} \rightarrow 0. \quad (6)$$

Тогда выражение (3) для дальней зоны излучения можно переписать, учитывая (6), следующим образом:

$$\begin{cases} \dot{E}_\varphi = -j \frac{\dot{I}_m e^{-j\alpha r} \alpha}{4\pi r} \sin \theta; \\ \dot{H}_\theta = j \frac{\dot{I}_m e^{-j\alpha r} \alpha^2}{4\pi \omega \mu_a r} \sin \theta; \\ \dot{E}_r = \dot{E}_\theta = \dot{H}_\varphi = \dot{H}_r = 0. \end{cases} \quad (7)$$

Система (7), учитывая выражение (4), характеризующее связь магнитного и электрического тока, будет иметь следующий вид:

$$\begin{cases} \dot{E}_\varphi = \frac{\dot{I}e^{-j\alpha r} \alpha S \omega \mu_a}{4\pi r} \sin \theta; \\ \dot{H}_\theta = -\frac{\dot{I}e^{-j\alpha r} \alpha^2 IS}{4\pi r} \sin \theta. \end{cases} \quad (8)$$

Аналізуючи систему виражень (8), необхідно помітити, що в дальній зоні випромінювання вибраної структури вектор напруженності магнітного поля має тільки одну складову \dot{H}_θ (см. рисунок 1). Данна складова лежить в меридіональній площині (проходять через вісь рамочної антени). Вектор напруженності електричного поля буде мати також одну складову \dot{E}_φ (см. рисунок 1), лежачу в екваторіальній площині (перпендикулярну осі рамочної антени). В будь-якій точці дальньої зони електрична і магнітна компоненти МЭМИ будуть зсунуті відносно однієї однієї по фазі на 180° , що забезпечує напрямлення вектора Умова-Пойнтинга вздовж радіуса вектора, направлено від точки випромінювання до точки спостереження (r). Амплітуди напруженностей електромагнітного поля зменшуються обернено пропорційно першій степені відстані від точки випромінювання. Таке порівняно повільне зменшення амплітуд поля в дальній зоні лежить в основі передачі енергії МЭМИ від місця подрива комбінованого ВМГ до РЭС противника.

На рисунку 3 представлені залежності змін амплітудних значень \dot{H}_θ і \dot{E}_φ від відстані до точки випромінювання МЭМИ.

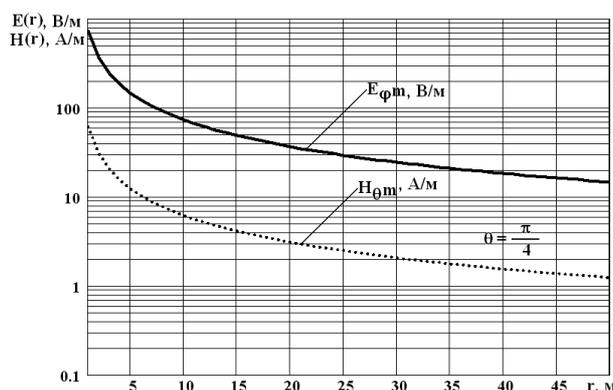


Рисунок 3 – Розподілення амплітуд напруженностей магнітного і електричного полів в дальній зоні випромінювання останнього витка зовнішньої спіралі при $\tau_{и} = 30 \cdot 10^{-6}$ с

Аналізуючи дану графічну залежність, необхідно помітити, що, незважаючи на збільшення, порівняно з ближньою зоною, рівней полів (см. рисунок 2), їх величини все одно малі в порівнянні з критичними значеннями, викликаючими функціональне ураження чутливих елементів РЭС [3, 4].

Амплітуди полів в дальній зоні обернено пропорційні довжині хвилі (або тривалості $\tau_{и}$ при імпульсному випромінюванні) і прямо пропорційні частоті коливань струму в випромінюючій системі.

На рисунку 4 представлені залежності змін амплітудних значень \dot{H}_θ і \dot{E}_φ від відстані до точки випромінювання МЭМИ при тривалості імпульсу $\tau_{и} = 30 \cdot 10^{-9}$.

Таким чином, при випромінюванні комбінованим ВМГ з радіусом останнього витка 10 см. імпульсного МЭМИ наносекундної тривалості радіус зони ураження може збільшуватися до 87 метрів.

Висновки. Характеристики генеруваного комбінованим вибухомагнітним генератором МЭМИ визначаються зоною випромінювання застосованої антенної системи. При використанні в якості випромінюючої антени останнього витка зовнішньої спіралі КВМГ в дальній зоні випромінювання можна очікувати високі рівні наведених електромагнітних полів, достаточних для функціонального ураження РЭС. При випромінюванні комбінованої структури імпульсного МЭМИ наносекундної тривалості радіус зони ураження може збільшуватися до сотень метрів.

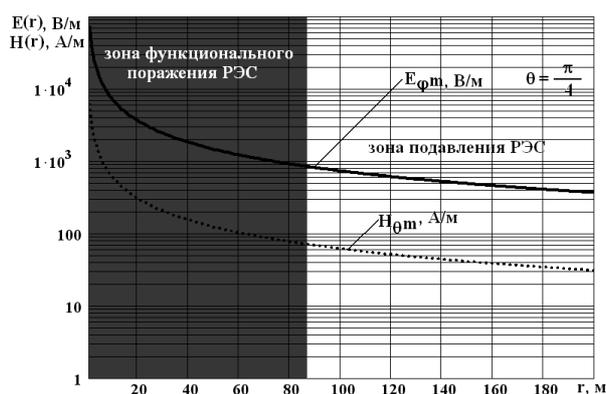


Рисунок 4 – Распределение амплитуд напряженностей магнитного и электрического полей в дальней зоне излучения последнего витка внешней спирали при $\tau_{и} = 30 \cdot 10^{-9}$ с.

Литература

1. Столярчук А.В. Принципы создания комплексированного ВМГ / А.В. Столярчук, В.И. Чумаков // Прикладная радиоэлектроника. Состояние и перспективы развития : 2-й Международный радиоэлектронный форум : сб. науч. трудов. – Харьков.: АНПРЭ, ХНУРЭ, 2005. – Т. 6. – С. 92–95.
2. Ермаков Г.В. Особенности блокирования радиолиний управления взрывными устройствами с магнитными антеннами / Г.В. Ермаков, И.И. Зима // Прикладная радиоэлектроника. Состояние и перспективы развития : 3-й Международный радиоэлектронный форум : сб. науч. трудов. – Х.: АНПРЭ, ХНУРЭ, 2008. – С. 186–188.
3. Кравченко В.И. Электромагнитное оружие / В.И. Кравченко. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – 185 с.
4. Особенности воздействия мощных электромагнитных излучений на радиоэлектронные средства УКВ диапазона / Д.Б. Кучер, С.В. Тараненко, В.П. Макогон [та ін.] // Збірник наукових праць Харківського університету Повітряних Сил. – Х. : ХУПС ім. Івана Кожедуба, 2008. – Вип. 3(18) . – С. 44–47.

Bibliography (transliterated)

1. Stoljarchuk A.V. Principy sozdaniya kompleksirovannogo VMG A.V. Stoljarchuk, V.I. Chumakov Prik-ladnaja radiojelektronika. Sostojanie i perspektivy razvitija : 2-j Mezhdunarodnyj radio-jelektronnyj forum : sb. nauch. trudov. – Har'kov.: ANPRJe, HNURJe, 2005. – Т. 6. – p. 92–95.
2. Ermakov G.V. Osobennosti blokirovanija radiolinij upravlenija vzryvnymi ustrojstvami s magnitnymi an-tennami G.V. Ermakov, I.I. Zima Prikladnaja radiojelektronika. Sostojanie i perspe-ktivny razvitija : 3-j Mezhduna-rodnyj radiojelektronnyj forum : sb. nauch. trudov. – H.: ANPRJe, HNURJe, 2008. – p. 186–188.
3. Kravchenko V.I. Jelektromagnitnoe oruzhie V.I. Kravchenko. – Har'kov: NTU «HPI», 2008. – 185 p.
4. Osobennosti vozdejstvija moshhnyh jelektromagnitnyh izluchenij na radiojelektronnye sredstva UKV di- apazona D.B. Kucher, S.V. Taranenko, V.P. Makogon [ta in.] Zbirnik naukovih prac' Harkivs'kogo universitetu Povitrtjanih Sil. – H. : HUPS im. Ivana Kozheduba, 2008. – Vip. 3(18) . – p. 44–47.

УДК 621.396.6

Кучер Д.Б., Харланов О.І., Медведь І.В., Тараненко С.В.

МОДЕЛЬ РОЗПОВСЮДЖЕННЯ ПОТУЖНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ВИПРОМІНЮВАНЬ, НАВЕДЕНИХ КОМБІНОВАНИМИ ВИБУХОМАГНІТНИМИ ГЕНЕРАТОРАМИ

У роботі розглянуто модель розповсюдження потужних електромагнітних випромінювань, наведе-них комбінованими вибухомагнітними генераторами, при використанні в якості випромінюючої сис-теми останнього витка зовнішньої спіралі.

Kucher D.B., Harlanov A.I., Medved I.V., Taranenko S.V.

**MODEL OF CIRCULATION OF POWERFUL ELECTROMAGNETIC RADIATIONS,
GENERATED BY THE EXPLOSIVE MAGNETIC GENERATORS**

In work the model of circulation of powerful electromagnetic radiations, generated by the explosive magnetic generators, at the use as a radiative system of the last coil of external spiral, is examined.

Ведь Е.В., Толчинский Ю.А.

МОДЕЛЬ МАССООБМЕНА ПРОЦЕССА КОНВЕРСИИ ТРЁХКОМПОНЕНТНОЙ ГАЗОВОЙ СМЕСИ

Процесс химической конверсии газовой смеси, состоящей из кислорода, монооксида углерода и диоксида углерода представляет собой пример технически возможной реакции, протекающей по каталитическому типу [1–5]. Актуальность рассмотрения такой реакции определяется тем, что она осуществляется в выпускном тракте автомобильных двигателей внутреннего сгорания, в процессах утилизации отходов различных производств и бытовых отходов. Реакция может протекать как в смеси перечисленных компонентов, так и в среде нейтрального газа. Во всех случаях сумма концентраций компонентов, претерпевающих конверсию, может составлять сто процентов, либо долю, сопоставимую с долей нейтрального газа.

В качестве исходного вещества в работе рассматривается вышеуказанная смесь газовых компонентов без нейтрального газа. Принято, что процесс конверсии сопровождается выделением тепла так, что в общем случае для описания его необходимо рассматривать систему тепломассообмена и гидродинамики, состоящую из пяти уровней движения газа. Три из них приходится на массообмен (по числу компонентов). Уравнения гидродинамики тепло- и массообмена рассматриваются для ламинарного режима движения газовой смеси в приближении пограничного слоя [6–8]. В качестве средства рассмотрения выступает несколько модифицированный метод Швеца–Тарга [5,8]. Отличие его от стандартного состоит в том, что вместо первой итерации, которая осуществляется на основании пробного решения, используется усреднение уравнений переноса по поперечной координате. Такая модификация возможна потому, что уравнения, записанные для толщины соответствующего непереносимой величине пограничного слоя, мало чувствительны к способу получения первых итераций [5,9]. Другое отличие используемого метода состоит в том, что он используется применительно к трехкомпонентной смеси и приводит к системе уравнений для толщин диффузионных пограничных слоёв. Внешние граничные условия для этой системы уравнений (условия на внешних границах пограничных слоёв) являются стандартными, а граничные условия на внутренней границе (вблизи каталитической поверхности) имеют своеобразный характер. Это своеобразие обусловлено наличием двух разных сторон процесса массообмена. Одна сторона связана с наличием поверхностной каталитической реакции (реакцией конверсии), для которой концентрации компонентов в пограничных слоях являются внешними, то есть, управляющими параметрами. Другая сторона связана с фактором многокомпонентной диффузии, которая подчиняется соотношениям Стефана–Максвелла [10,11]. В уравнения Стефана–Максвелла входят коэффициенты парной диффузии, которые зависят от температуры в интервале значений температур, ограниченном 1000 К эти зависимости для различных компонентов имеют один и тот же вид. Этот факт позволяет факторизовать выражения для транспортных характеристик смеси (вязкости, теплопроводности) то есть, выделить множители, зависящие от температуры и множители, зависящие от концентраций.

В согласии с целями настоящей работы рассматривается следующая система уравнений переноса для трёх компонентов:

$$\begin{aligned}
 \rho(\bar{v}\nabla)\bar{v} &= -\nabla\rho + \mu\Delta\bar{v}; \\
 \bar{v} &= (v_x, v_y); \\
 \rho c_p(\bar{v}\nabla)T &= -\nabla(\lambda\nabla T); \\
 (\bar{v}\nabla)x_i &= \nabla(D_{ik}\nabla x_k); \quad ; \\
 \sum_{i=1}^3 x_i &= 1; \\
 \nabla\rho\bar{v} &= 0,
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

в которой v_x, v_y – компоненты скорости в гидродинамическом пограничном слое; T – температура в тепловом пограничном слое; x_i – мольные концентрации компонентов смеси в соответствующих им по-

граничных слоях; ρ – плотность смеси; c_p – теплоемкость смеси при постоянном давлении; D_{ik} – коэффициенты диффузии. Величины ρ , c_p , μ , λ , D_{ik} зависят от мольных концентраций x_i . Первые два уравнения системы (1) с помощью модифицированного метода Швеца–Тарга можно свести к следующим уравнениям [12]:

$$\begin{aligned} \frac{\beta_w}{2} + \frac{\gamma_w}{3} &= -\frac{2\mu(T_w^\infty)U_w^\infty}{\delta_w^2}; \\ \frac{\beta_w}{2} + \frac{\gamma_T}{3} &= -\frac{\lambda(T_T^\infty)r}{\lambda(T_0)\delta_T^2}U_w^\infty \left. \frac{\partial x_{30}}{\partial x} \right|_{y=0}, \end{aligned} \quad (2)$$

в которых величины β_w , γ_w , β_T , γ_T зависят от ρ^∞ , μ^∞ , U_w^∞ , T_T^∞ , δ_w , δ_T , δ'_w , δ'_T , $\partial T_T^\infty/\partial x$, $\partial U_w^\infty/\partial x$ [12]; δ_w , δ_T – толщины гидродинамического и температурного пограничных слоёв; r – тепловой эффект реакции конверсии газовой смеси; x_{30} – мольная концентрация компонента – монооксида углерода на внутренней границе пограничного слоя; x – координата вдоль пограничного слоя; U_w^∞ – значение скорости в ядре потока смеси; T_T^∞ – значение температуры смеси в ядре потока температуры; T_0 – значение температуры смеси на внутренней границе температурного пограничного слоя. Значения температур T_0 и T_T^∞ связаны между собой следующим соотношением [12]:

$$T_0 = T_T^\infty - rU_w^\infty (\partial x_{30}/\partial x)/2\lambda(T_0). \quad (3)$$

Множитель $\partial x_{30}/\partial x$ содержит в себе всю информацию о каталитической поверхности реакции. Его конкретный вид для реакции конверсии изучаемой смеси получен из уравнений кинетики [2, 3, 4]. Однако, запись (3) свидетельствует о том, что система (1) в части гидродинамики и теплообмена не требует конкретного знания механизма реакции. Это означает, что для толщин пограничных слоёв δ_w и δ_T можно, в принципе, получить зависимости их от величин $\partial x_{30}/\partial x$ в обобщённом виде, не вникая в детали конкретного механизма химической реакции на поверхности. Условием такого подхода является элиминирование зависимостей величины вязкости μ и теплопроводности λ от концентраций компонентов или задание такой зависимости априори с последующим самосогласованием конечных результатов так, чтобы в итоге выявилась зависимость для μ и λ от $\partial x_{30}/\partial x$.

Другой, стандартный путь, состоит в том, чтобы построить явные зависимости для μ и λ от концентраций x_i . Для этого следует рассмотреть массообменную часть уравнений (1).

Уравнения многокомпонентной диффузии в приближении диффузионного пограничного слоя записываются в следующем виде:

$$v_x \frac{\partial x_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial x_i}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial y} \left(D_{ik} \frac{\partial x_k}{\partial y} \right); \quad (4)$$

$$i=1, 2, 3.$$

Пограничные условия для мольных концентраций x_i имеют такой вид:

$$\begin{aligned} x_i(y=0) &= x_{i0}; \\ \left. \frac{\partial x_i}{\partial y} \right|_{y=\delta_i} &= 0; \\ x_i(y=\delta_i) &= x_i^\infty, \end{aligned} \quad (5)$$

в котором δ_i – толщина диффузионного пограничного слоя компонента с концентрацией x_i , x_{i0} – значение концентрации i -ого компонента на внешней границе диффузионного пограничного слоя. Условие на производную в (5) моделирует асимптотический характер положения внешней границы пограничного слоя и поведение величины x_i на ней. При выводе уравнений для величин δ_i – толщин диффузионных пограничных слоёв используются следующие простейшие представления для скорости движения смеси и зависимости концентраций компонентов x_i от координат:

$$\begin{aligned} v_x &= U^\infty(x)(2\eta_w - \eta_w^2); \\ \eta_w &= y/\delta_w; \\ x_i &= x_i^\infty(x) + [x_{i0}(x) - x_i^\infty(x)](1 - \eta_i^2); \\ \eta_i &= y/\delta_i, \end{aligned} \quad (6)$$

в которых x_{i0} – значения концентраций x_i в точке $y = 0$. Использование модифицированной процедуры Швеца–Тарга сводится к тому, что левые части уравнений (4) представляются в виде квадратных трехчленов по переменным x_i с использованием информации, которую несут в себе граничные условия (5) и представления (6). Правые части уравнений (4) требуют, в отличие от первых двух уравнений системы уравнений (1) определённых преобразований прежде, чем из (4) получить уравнения, аналогичные уравнениям (2). Опуская промежуточные выкладки, для значений левых частей уравнений (4) получают такие выражения:

$$\begin{aligned} (v\nabla)x_i|_{y=0} &= 0; \\ (v\nabla)x_i|_{y=\delta_i} &= \frac{\partial x_i^\infty}{\partial x} U_w^\infty \left(\frac{2\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right); \\ \frac{\partial}{\partial y} ((v\nabla)x_i)|_{y=\delta_i} &= 2 \frac{\partial x_i^\infty}{\partial x} U_w^\infty \left(\frac{1}{\delta_w} - \frac{\delta_i}{\delta_w^2} \right) + \frac{2(x_{i0} - x_i^\infty)}{\delta_i^2} \delta_i' \left(\frac{2\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right); \\ \delta_i' &= \partial \delta_i / \partial x. \end{aligned} \quad (7)$$

Конвективные слагаемые в уравнениях (4) допускают, на основании результатов (7) можно допустить следующее представление:

$$\begin{aligned} v_x \frac{\partial x_i}{\partial x} + v_y \frac{\partial x_i}{\partial y} &= 0 + \beta_i \eta_i + \gamma_i \eta_i^2; \\ \beta_i &= 2 \frac{\partial x_i^\infty}{\partial x} U_w^\infty \left(\frac{\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right) + U_w^\infty \left(\frac{2\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right) \left[\frac{2(x_{i0} - x_i^\infty)}{\delta_i} \delta_i' - \frac{\partial x_i^\infty}{\partial x} \right]; \\ \gamma_i &= -2 \frac{\partial x_i^\infty}{\partial x} U_w^\infty \left(\frac{\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right) - \frac{2(x_{i0} - x_i^\infty)}{\delta_i} \delta_i' U_w^\infty \left(\frac{2\delta_i}{\delta_w} - \frac{\delta_i^2}{\delta_w^2} \right). \end{aligned} \quad (8)$$

Рассматривая правые части уравнений (4) и следуя процедуре интегрирования уравнений (4) по поперечной координате y в пределах от 0 до δ_i для уравнения (4) для концентрации x_i , можно прийти к следующей системе уравнений для величины δ_i :

$$\frac{\beta_i}{2} + \frac{\gamma_i}{3} = \frac{1}{\delta_i} \left\{ D_{ik} \frac{\partial x_k}{\partial y} \right\} \Big|_0^{\delta_i}. \quad (9)$$

Для последующего продвижения в последние уравнения в правые их части необходимо подставить величины x_i , взятые в виде (6), и принять во внимание, что сумма концентраций всех компонентов равна единице, а так же то обстоятельство, что выражение в фигурных скобках в правой части (9) представляет собой плотность диффузионного потока компонента с концентрацией x_i . Для этого компонента граничное условие в точке $y = 0$ состоит в том, что плотность диффузионного потока равна мощности химикокинетического источника поверхностной реакции. Если обозначить мощности источников для компонентов x_i через $U_w^\infty \partial x_i / \partial x \Big|_{y=0}$, то, исключая компонент с концентрацией x_3 для значений концентраций на границе $y = 0$, получается следующая система нелинейных алгебраических уравнений:

$$\begin{aligned} \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} [D_{11}(0) - D_{13}(0)] + \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} [D_{12}(0) - D_{13}(0)] &= -U_w^\infty \frac{\partial x_1}{\partial x} \Big|_{y=0}; \\ \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} [D_{21}(0) - D_{23}(0)] + \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} [D_{22}(0) - D_{23}(0)] &= -U_w^\infty \frac{\partial x_2}{\partial x} \Big|_{y=0}, \end{aligned} \quad (10)$$

в которой $D_{ik}(0)$ означают, что величина $D_{ik}(y)$ взяты в точке $y = 0$.

Возвращаясь к системе уравнений (9) для её правых частей после ряда преобразований можно получить такие представления:

$$\begin{aligned} D_{1k} \frac{\partial x_k}{\partial y} \Big|_0^{\delta_1} &= -[D_{12}(\delta_1) - D_{13}(\delta_1)] \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} \left(1 - \frac{\delta_1}{\delta_2}\right) + \\ &+ [D_{11}(0) - D_{13}(0)] \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} - [D_{12}(0) - D_{13}(0)] \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2}; \\ D_{2k} \frac{\partial x_k}{\partial y} \Big|_0^{\delta_2} &= -[D_{21}(\delta_2) - D_{23}(\delta_2)] \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} \left(1 - \frac{\delta_2}{\delta_1}\right) + \\ &+ [D_{21}(0) - D_{23}(0)] \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} - [D_{22}(0) - D_{23}(0)] \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2}. \end{aligned} \quad (11)$$

На основании формул (11) уравнения для величин δ_i ($i = 1, 2$) приобретают такой вид:

$$\begin{aligned} \frac{\beta_1}{2} + \frac{\gamma_1}{2} &= \frac{1}{\delta_1} D_{1k} \frac{\partial x_k}{\partial y} \Big|_0^{\delta_1}; \\ x_1 + x_2 + x_3 &= 1; \\ \frac{\beta_2}{2} + \frac{\gamma_2}{2} &= \frac{1}{\delta_2} D_{2k} \frac{\partial x_k}{\partial y} \Big|_0^{\delta_2}. \end{aligned} \quad (12)$$

В этих уравнениях величины $\delta_1, \delta_2, x_{10}, x_{20}$ являются независимыми функциями продольной координаты x . Для определения всех неизвестных функций уравнения (12) следует рассматривать в месте с уравнениями (10). Величины x_1^∞, x_2^∞ в этих уравнениях выполняют роль внешних (экзогенных) переменных. Для однозначной разрешимости уравнений гидродинамического, температурного и диффузион-

ных пограничных слоёв необходимо зафиксировать функциональный вид зависимостей плотности ρ , вязкости μ , теплоёмкости c_p и теплопроводности λ от концентраций x_i , а так же, вычислить значения величин D_{ik} в точках $y=0$ и $y=\delta_i$.

Модель эффективных коэффициентов диффузии D_{ik} основана на уравнениях Стефана–Максвелла, которые связывают между собой диффузионные потоки, концентрации и их градиенты и коэффициенты парной взаимной диффузии. Уравнения Стефана–Максвелла записываются в следующем виде [10, 11]:

$$\xi \nabla x_i = \sum_{k=1}^N \frac{x_i x_k}{D_{ik}} \left(\frac{j_k}{x_k} - \frac{j_i}{x_i} \right);$$

$$i, k = j_k;$$

$$\xi = \frac{P}{RT},$$
(13)

в которых D_{ik} – коэффициенты взаимной диффузии компонентов i и k ; P – общее давление в смеси; R – универсальная газовая постоянная; j_i – потоки.

Для смеси из трёх компонент эти уравнения приобретают такой вид:

$$-\left(\frac{x_2}{D_{12}} + \frac{x_3}{D_{13}} \right) j_1 + \frac{x_1}{D_{12}} j_2 + \frac{x_1}{D_{13}} j_3 = \xi \nabla x_1;$$

$$\frac{x_2}{D_{21}} j_1 - \left(\frac{x_1}{D_{21}} + \frac{x_2}{D_{23}} \right) j_2 + \frac{x_2}{D_{23}} j_3 = \xi \nabla x_2;$$

$$\frac{x_3}{D_{31}} j_1 + \frac{x_3}{D_{32}} j_2 - \left(\frac{x_2}{D_{32}} + \frac{x_1}{D_{31}} \right) j_3 = \xi \nabla x_3;$$
(14)

$$x_1 + x_2 + x_3 = 1;$$

$$j_1 + j_2 + j_3 = 0.$$
(15)

В специальных случаях, когда все $x_i = const$, то все потоки $j_i = 0$. Рассматривается случай, когда $x_3 = 1 - \varepsilon$, $x_1 + x_2 = \varepsilon$. Если с точностью до малого параметра ε положить $x_1 \sim \theta_1$, $x_2 \sim \theta_2$, $\theta_1 + \theta_2 = 1$, то можно построить разложение по параметру ε для величин потоков j_1 и j_2 . Если записать выражения для этих потоков в виде рядов такого вида:

$$j_1 = j_1^{(0)} + \varepsilon j_1^{(1)} + \varepsilon^2 j_1^{(2)} + \dots;$$

$$j_2 = j_2^{(0)} + \varepsilon j_2^{(1)} + \varepsilon^2 j_2^{(2)} + \dots,$$
(16)

то в нулевом приближении получается, что $j_1^{(0)} = j_2^{(0)} = 0$, а $j_1^{(1)}$ и $j_2^{(1)}$ определяют такие выражения:

$$j_1^{(2)} = -D_{13}^2 \left(\frac{\theta_2}{D_{12}} + \frac{1}{D_{13}} + \frac{\theta_1}{D_{13}} \right) \xi \nabla \theta_1 - D_{13} D_{23} \theta_1 \left(\frac{1}{D_{13}} - \frac{1}{D_{12}} \right) \xi \nabla \theta_2;$$
(17)

$$j_2^{(2)} = -D_{13} D_{13} \theta_2 \left(\frac{1}{D_{21}} - \frac{1}{D_{23}} \right) \xi \nabla \theta_1 + D_{23}^2 \left(\frac{\theta_1}{D_{21}} - \frac{1}{D_{23}} - \frac{\theta_2}{D_{23}} \right) \xi \nabla \theta_2.$$
(18)

Соответствующие вычисления рядов по параметру ε можно продолжить, но в первом, простейшем приближении, исключая вспомогательные величины θ_1 и θ_2 для диффузионных потоков j_i , с учетом равенств (15), получается такие представления:

$$\begin{aligned} j_1 &\approx -D_{13}\xi\nabla x_1; \\ j_3 &\approx D_{13}\xi\nabla x_1 + D_{23}\xi\nabla x_2; \\ j_2 &\approx -D_{23}\xi\nabla x_2; \\ x_3 &\approx 1, \quad x_1 + x_2 \approx 0. \end{aligned} \tag{19}$$

Чтобы найти выражения для потоков j_3 в случаях, когда $x_1 \approx 1$ и $x_2 \approx 1$ достаточно произвести циклическую перестановку индексов, нумерующих потоки и концентрации. Результаты, аналогичные (19), запишутся следующим образом:

$$\begin{aligned} j_1 &\approx -D_{12}\xi\nabla x_1; & j_2 &\approx D_{12}\xi\nabla x_1 + D_{32}\xi\nabla x_3; \\ j_3 &\approx -D_{32}\xi\nabla x_3; & x_2 &\approx 1; \quad x_1 + x_2 \approx 0; \\ j_2 &\approx -D_{21}\xi\nabla x_2; & j_1 &\approx D_{21}\xi\nabla x_2 + D_{31}\xi\nabla x_3; \\ j_3 &\approx -D_{31}\xi\nabla x_3; & x_1 &\approx 1; \quad x_2 + x_3 \approx 0. \end{aligned} \tag{20}$$

Представления для потоков, доставляемые формулами (19) и (20), по существу дают значения потоков на концах промежутка $[0,1]$ для каждой концентрации x_i . Для того, чтобы описать изменение потоков во всем интервале изменения величин x_i , исходя из крайних значений потоков, можно воспользоваться каким-либо приближением. Выбор приближения неоднозначен, хотя любое приближение должно удовлетворять формулам (19) и (20) как предельным условиям. Одним из самых простых является следующее приближение:

$$\begin{aligned} j_1 &= -\left[D_{12}(1-x_3)(1-x_1)x_2 + D_{13}(1-x_2)(1-x_1)x_3 \right] \xi\nabla x_1 + D_{21}x_1\xi\nabla x_2 + D_{31}x_1\xi\nabla x_3; \\ j_2 &= -\left[D_{21}(1-x_3)(1-x_2)x_1 + D_{23}(1-x_1)(1-x_2)x_3 \right] \xi\nabla x_2 + D_{12}x_2\xi\nabla x_1 + D_{32}x_2\xi\nabla x_3; \\ j_3 &= -\left[D_{31}(1-x_2)(1-x_3)x_1 + D_{32}(1-x_1)(1-x_3)x_2 \right] \xi\nabla x_3 + D_{13}x_3\xi\nabla x_1 + D_{23}x_3\xi\nabla x_2. \end{aligned} \tag{21}$$

Из формул (21) получаются выражения для величин $D_{ik}(x_j)$, если концентрации x_j записать с помощью представлений (6). Величины D_{ik} превращаются в функции от величин x_{j0} , x_j^∞ и переменных η_j .

Кумулятивные характеристики смеси – плотность ρ и теплоёмкость при постоянном давлении c_p выражается через концентрации x_i следующим образом:

$$\begin{aligned} \rho &= \sum_{i=1}^3 \rho_i \xi x_i; \\ c_p &= \sum_{i=1}^3 c_{pi} \xi x_i, \end{aligned} \tag{22}$$

где ρ_i – плотность чистого компонента i , c_{pi} – теплоёмкость чистого компонента i . Величины ρ_i и c_{pi} зависят от температуры T . Для модели идеального газа зависимость этих величин от температуры принимает следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{\rho_i}{\rho_i^*} &= \frac{P}{P^*} \cdot \frac{T^*}{T}; \\ c_{pi} &= c_{pi}^* + \xi_i (T - T^*); \\ p^* &= 10^5 \text{ Па}; T^* = 273^\circ \text{ К}. \end{aligned} \quad (23)$$

Транзитивные характеристики смеси – вязкость μ и теплопроводность λ определяются следующими формулами [13]:

$$\begin{aligned} \mu &= \sum_{i=1}^3 \frac{x_i \mu_i}{x_i + \sum_{j \neq i} \alpha_{ij} x_j}; \\ \lambda &= \sum_{i=1}^3 \frac{x_i \lambda_i}{x_i + \sum_{j \neq i} \alpha_{ij} x_j}; \\ \mu_i &= \mu_i^* \frac{T^* + c_{\mu i}}{T + c_{\mu i}} \left(\frac{T}{T^*} \right)^{3/2}; \\ \lambda_i &= \lambda_i^* \frac{T^* + c_{\lambda i}}{T + c_{\lambda i}} \left(\frac{T}{T^*} \right)^{3/2}, \end{aligned} \quad (24)$$

в которых величины отмечены символом «звезда» означают, что они взяты при температуре $T = T^*$; $c_{\mu i}$, $c_{\lambda i}$ – постоянные Сазерленда. Следствием кинетической теории газов является тот факт, что $c_{\mu i} \approx c_{\lambda i}$. Постоянные Сазерленда для смеси газов $O_2 + CO + CO_2$ равны 132, 122, 235 соответственно. Величины α_{ij} определяются через сечения рассеяния молекул σ_i : $\alpha_{ij} = \left[(1 + \sigma_i / \sigma_j) / 2 \right]^2$. В качестве оценки для сечений рассеяния можно использовать следующую: $\sigma_i \sim d_i^2$; $d_i \sim (M_i)^{1/3}$. В атомных единицах, учитывая молярность компонентов, составляющих смесь, величины α_{ij} принимают такие числовые значения:

$$\begin{aligned} d_1 &\approx 3,17, \quad M_1 = 32, \quad \alpha_{12} = 0,92, \quad \alpha_{23} = 1,39, \\ d_2 &\approx 3,04, \quad M_2 = 28, \quad \alpha_{13} = 1,25, \quad \alpha_{31} = 0,83, \\ d_3 &\approx 3,53, \quad M_3 = 44, \quad \alpha_{21} = 1,10, \quad \alpha_{32} = 0,76. \end{aligned} \quad (25)$$

В формулы для вязкости μ и теплопроводности λ транспортные коэффициенты чистых компонентов входят с весами, зависящими от концентраций x_i . Одну из концентраций в силу условия (37) всегда можно исключить. Если это сделать с концентрацией x_3 (отвечающей компоненте CO_2), то можно записать:

для $i = 1$:

$$\frac{x_1}{1,25 - 0,25x_1 - 0,33x_2};$$

для $i = 2$:

$$\frac{x_2}{1,39 - 0,29x_1 - 0,39x_2};$$

для $i = 3$

$$\frac{1-x_1-x_2}{1-0,17x_1-0,24x_2}. \quad (26)$$

Для интервала температуры от $273^\circ K$ до $1000^\circ K$ зависимости величин μ_i и λ_i от температуры можно свести к одной единственной. Табулирование свидетельствует о том, что ошибка, совершаемая при таком ведении не превосходит 12 %. Эта единственная зависимость может быть принята такой:

$$\begin{aligned} \mu_i(T) &= \mu_i(T^*) \left(T/T^*\right)^{0,78}; \\ \lambda_i(T) &= \lambda_i(T^*) \left(T/T^*\right)^{0,78}. \end{aligned} \quad (27)$$

Использование приближения (60) означает, что вязкость μ и теплопроводность λ для газовой смеси состава $O_2 + CO + CO_2$ может быть факторизована, то есть, зависимости этих величин от температуры и концентраций x_i разделяются.

Экспериментальные данные для газов, входящие в смесь, свидетельствует о том, что с ошибкой в 13 % в избранном интервале температур зависимость коэффициентов диффузии D_{ik} от температуры и концентраций так же можно факторизовать так, что для D_{ik} оказывается справедливым такое выражение [14]:

$$D_{ik}(T) = D_{ik}(T^*) \left(T/T^*\right)^{1,80}. \quad (28)$$

Полученные результаты дают возможность сделать уравнения для вычисления толщин диффузионных пограничных слоёв замкнутыми. Величины δ_i входят в формулы (8), (9), (10) совместно с граничными концентрациями x_{i0} . Теперь их можно найти путем решения уравнений (10). Постановка выражений (21) в уравнения (10) приводит к таким двум связанным уравнениям:

$$\begin{aligned} \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} \left\{ -[D_{12}(x_{10} + x_{20})(1-x_{10})x_{20} + D_{13}(1-x_{20})(1-x_{10})(1-x_{10}-x_{20})] \xi + D_{31}x_{10}\xi \right\} - \\ - \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} (D_{21} - D_{31})x_{10}\xi = -U_w^\infty (\partial x_{10}/\partial x); \\ \frac{2(x_{10} - x_1^\infty)}{\delta_1} (D_{12} - D_{32})x_{20}\xi + \frac{2(x_{20} - x_2^\infty)}{\delta_2} \left\{ -[D_{21}(x_{10} + x_{20})(1-x_{20})x_{10} + \right. \\ \left. + D_{23}(1-x_{10})(1-x_{20})(1-x_{10}-x_{20})] \xi - D_{23}x_{20}\xi \right\} = \\ = -U_w^\infty (\partial x_{20}/\partial x). \end{aligned} \quad (29)$$

Последние уравнения следует решать с учетом конкретного вида химико-кинетических слагаемых, стоящих в правых частях уравнений (29) [15]. Однако, формально, их можно решать как уравнения с заданными правыми частями, стремясь определить зависимости неизвестных x_i от $\partial x_{j0}/\partial x$.

Совокупность уравнений и соотношений (8), (9), (24) – (28) позволяет, в принципе, выразить зависимости для величин δ_w , δ_T , δ_i ($i=1,2,3$) через внешние переменные: U_w^∞ , T_T^∞ , x_i^∞ . Определенность величин δ_w , δ_T , δ_i позволяет вычислить поверхностные потоки тепла и концентраций. Знание поверхностных потоков даёт возможность «забыть» о наличии пограничных слоёв и сформулировать уравнения движения газовой смеси переменного состава в произвольной области движения. Такие уравнения будут содержать только переносные слагаемые и источники (стоки) температуры и концентраций. Для каталитической конверсии газовых смесей внутреннее устройство такой области движения может быть достаточно сложным из-за расположения внутри неё разветвленной каталитически активной поверхности. Требования, выдвигаемые к такой поверхности, состоят в следующем: она должна быть приемлемо про-

нищимою для газової суміші; і вона повинна мати достатньо велику внутрішню поверхню. Рівняння гідродинаміки руху газової суміші в області з такою внутрішньою поверхню. Потрібно побудувати джерело об'ємної сили, яка виникає в ході гідродинамічного взаємодія потоку і поверхні.

Література

1. Яблонський Г.С., Быков В.И., Елохин В.И. Кинетика модельних реакцій гетерогенного катализа. – Новосибірськ. Наука. 1984.– 224 с.
2. Математическіе проблеми хіміческої кінетикі. Сб. науч. Трудов. Ред. К.И. Замараев. – Новосибірськ. Наука. 1989.–224 с.
3. Быков В.И. Моделирование критических явлений в химической кинетике. М. Наука. 1988.– 263 с.
4. Голодец Г.И. Гетерогенные каталитические реакции с участием молекулярного кислорода. Киев. Наукова Думка. 1977.– 359 с.
5. Гончарук В.В. и др. Катализ. Механизмы гомогенного и гетерогенного катализа: кластерные подходы. Киев. Наукова Думка. 2002.– 541 с.
6. Лойцянский Л.Г. Ламинарный пограничный слой. М. Наука. ГРФМЛ. 1962.– 479 с.
7. Фабер Т.Е. Гидроаэродинамика. М. Постмаркет. 2001.– 559 с.
8. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика. Т. VI. Гидроаэродинамика. М. Наука ГРФМЛ. 1986.– 736 с.
9. Тарг С.М. Основные задачи теории ламинарных течений. Гостехиздат. 1951.– 420 с.
10. Алексеев Б.В. Математическая кинетика реагирующих газов. М. Наука. 1982.– 420 с.
11. Рудобашта С.П., Карташев Э.М. Диффузия в химико-технологических процессах. М. Химия. 1993.– 208 с.
12. Ведь Е.В., Толчинский Ю.А. Математическая модель пограничного слоя контакта газовая смесь – катализатор Восточно–Европейский журнал передовых технологий 3/8(45) 2010.–С. 4–7.
13. Миснар А. Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций. М. Мир. 1968.– 464 с.
14. Варгафтик Н.Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей М. Наука. ГРФМЛ. 1966.– 708 с.

Bibliography (transliterated)

1. Jablonskij G.S., Bykov V.I., Elohin V.I. Kinetika model'nyh reakcij geterogennoho kataliza. – Novosibirsk. Nauka. 1984.– 224 p.
2. Matematicheskie problemy himicheskoy kinetiki. Sb. науч. Trudov. Red. K.I. Zamaraev. – Novosibirsk. Nauka. 1989.–224 p.
3. Bykov V.I. Modelirovanie kriticheskikh javlenij v himicheskoy kinetike. M. Nauka. 1988.– 263 p.
4. Golodec G.I. Geterogennye kataliticheskie reakcii s uchastiem molekulyarnogo kisloroda. Kiev. Naukova Dumka. 1977.– 359 p.
5. Goncharuk V.V. i dr. Kataliz. Mehanizmy gomogennoho i geterogennoho kataliza: klasternye podhody. Kiev. Naukova Dumka. 2002.– 541 p.
6. Lojcejskij L.G. Laminarnyj pogranichnyj sloj. M. Nauka. GRFML. 1962.– 479 p.
7. Faber T.E. Gidrojerdinamika. M. Postmarket. 2001.– 559 p.
8. Landau L.D., Lifshic E.M. Teoreticheskaja fizika. T.VI. Gidrojerdinamika. M. Nauka GRFML. 1986.– 736 p.
9. Targ S.M. Osnovnye zadachi teorii laminarnyh techenij. Gostehizdat. 1951.– 420 p.
10. Alekseev B.V. Matematicheskaja kinetika reagirujushhih gazov. M. Nauka. 1982.– 420 p.
11. Rudobashta S.P., Kartashev Je.M. Diffuzija v himiko-tehnologicheskikh processah. M. Himija. 1993.– 208 p.
12. Ved' E.V., Tolchinskij Ju.A. Matematicheskaja model' pogranichnogo sloja kontakta gazovaja smes' – katalizator Vostochno–Evropejskij zhurnal peredovyh tehnologij 3 8(45) 2010.–p. 4–7.
13. Misnar A. Teploprovodnost' tverdyh tel, zhidkostej, gazov i ih kompozicij. M. Mir. 1968.– 464 p.

14. Vargaftik N.B. Spravochnik po teplofizicheskim svojstvam gazov i zhidkostej M. Nauka. GRFML. 1966.– 708 p.
УДК 519.68:451.128

Ведь О.В., Толчинський Ю.А.

МОДЕЛЬ МАССОБМІНУ ПРОЦЕСУ КОНВЕРСІЇ ТРЬОХКОМПОНЕНТНОЇ ГАЗОВОЇ СУМІШІ

У роботі побудовано математичну модель процесу конверсії суміші газу, яка складається з п'яти нелінійних рівнянь для швидкості газового потоку, температури в потоці та розподілу концентрацій трьох компонентів газового потоку.

Ved O.V., Tolchinsky U.A.

MASSTRANSFER MODEL FOR CONVERSION PROCESS OF A THREE-COMPONENT MIXED GAS

The article contains mathematical model of the conversion process of the gas mixture with consist of five mixed nonlinear equations for the outgassing rate, the temperature rate and the allocation of the concentration of the three components of the gas flow.

УДК 621.396.6

Кучер Д.Б., Харланов А.И., Медведь И.В., Литвиненко Л.В.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕСТРУКТИВНОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ МОЩНЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ИЗЛУЧЕНИЙ НА ПОДЗЕМНЫЕ КОАКСИАЛЬНЫЕ ЛИНИИ СВЯЗИ

Введение. Современный этап развития научно-технического прогресса характеризуется широким распространением информационных технологий в различных сферах жизнедеятельности общества. В этой связи все более актуальными становятся вопросы обеспечения передачи информации по различным линиям связи, в основе функционирования которых лежат электромагнитные процессы, связанные с распространением сигналов. Однако, развитие различных радиоэлектронных средств как военного, так и гражданского назначения приводит к усложнению электромагнитной обстановки, влияющей на нормальное функционирование линий передачи информации [1, 2].

Одним из наиболее распространенных видов линий связи являются подземные радиочастотные кабели, на работу которых могут оказывать воздействие электромагнитные излучения от различных источников как естественного, так и искусственного происхождения [1]. Именно этим объясняется актуальность исследований, результаты которых представлены в данной работе.

Целью работы является проведение экспериментальных исследований изменений основных характеристик подземных коаксиальных линий связи после воздействия мощных электромагнитных излучений.

Выбор структуры образцов радиочастотных линий связи, схемы экспериментальных исследований и измерительной аппаратуры. Для проведения экспериментальных исследований было изготовлено 30 образцов линий связи на базе наиболее распространенного коаксиального кабеля РК-75-4-11, основные показатели и характеристики которого представлены в таблице 1 [2].

Таблица 1 – Показатели и характеристики кабеля РК-75-4-11

Материал внутреннего и внешнего проводника	медь
Материал изоляции и оболочки	ПЭ
Конструкция внешнего проводника	оплетка
Температурный диапазон эксплуатации, °С	-60...+85
Волновое сопротивление, Ом	75±2,5
Предельно-допустимый коэффициент передачи (на частоте, Гц)	0,997 (10 ⁷)
	0,988(10 ⁸)
	0,944(10 ⁹)
	0,799(10 ¹⁰)
Напряжение начала внутренних разрядов, кВ	2,5

Исследования проводились согласно методикам и программам проведения работ, разработанных в Академии ВМС и ХНУРЭ. Схема проведения экспериментальных исследований представлена на рис. 1.

Структурно данная схема экспериментальных исследований включает в себя:

- согласованную коаксиальную линию связи, размещенную внутри земного грунта на глубине 0,7 м;
- экранированную камеру, в которой размещались устройства измерения удельного сопротивления грунта по методу Бургсдорфа и ВЧ анализатор параметров цепей серии ENA-L (E5062A) (см. рис. 2), основные характеристики которого представлены в таблице 2 [4];

- генератор мощных электромагнитных излучений, разработанный в ХНУРЭ для имитации деструктивного воздействия на радиоэлектронные элементы (табл. 3, рис. 3), [3].

Таблица 2 – Основные параметры ВЧ анализатора параметров цепей серии ENA-L (E5062A)

Диапазон частот	от 300 кГц до 3 ГГц
Измерительный блок	S-параметры
Макс. выходная мощность порта	10 дБм
Импеданс порта	75 Ом
Динамический диапазон системы	115 дБ, полоса ПЧ = 10 Гц (от 300 кГц до 3 ГГц)
Число точек	от 2 до 1601
Уровень зашумленности графика	0, 005 дБ (от 1 МГц до 3 ГГц)

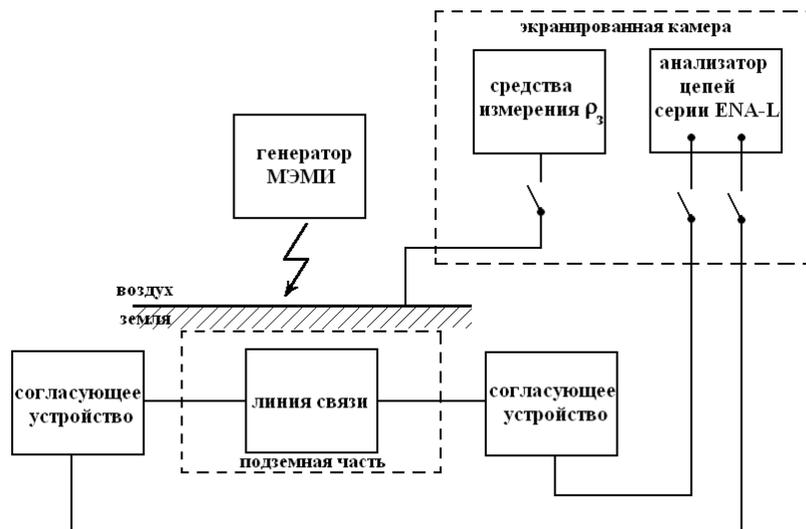


Рисунок 1 – Схема проведения эксперимента



Рисунок 2 – Внешний вид ВЧ анализатора параметров цепей серии ENA-L (E5062A)



Рисунок 3 – Генератор мощных электромагнитных излучений

Таблица 3 – Основные параметры генератора МЭМИ

Емкость накопителя, мкФ	3360
Зарядное напряжение, кВ	2–4,5
Разрядный ток, кА	200–600
Индуктивность разрядного контура, нГн	48
Максимальная мощность, МВт	150
Длительность импульса, мкс	120

Экспериментальные исследования воздействия МЭМИ на подземные коаксиальные линии связи. Экспериментальные исследования проводились в три этапа. На первом этапе проводились измерения удельного сопротивления грунта и калибровка ВЧ анализатора цепей. На втором этапе осуществлялось воздействие МЭМИ на линию связи, размещенную в земном грунте. На третьем этапе проводились измерения S параметров и коэффициента передачи линий связи после воздействия МЭМИ.

Порядок проведения работ был следующим:

1. Провести измерения удельного сопротивления грунта по методу Бургсдорфа.
2. Разместить коаксиальную линию связи в грунте технологической площадки.
3. Провести согласование линии связи и калибровку ВЧ анализатора цепей.
4. Провести измерение S параметров и коэффициента передачи линии связи.
5. Произвести заряд накопительной емкости генератора МЭМИ и осуществить деструктивное воздействие на подземную линию связи.
6. Провести измерение S параметров и коэффициента передачи линии связи после воздействия МЭМИ.

Основной причиной проведения измерений удельного сопротивления грунта по методу Бургсдорфа (первый этап) является неоднородность структуры верхних слоев земли [5]. Степень неоднородности может изменяться во времени и зависит от типа почв, колебаний уровней грунтовых вод, количества выпадающих осадков, температуры и влажности воздуха, характера растительности и хозяйственной деятельности человека.

Схема измерения удельного сопротивления грунта представлена на рисунке 4.

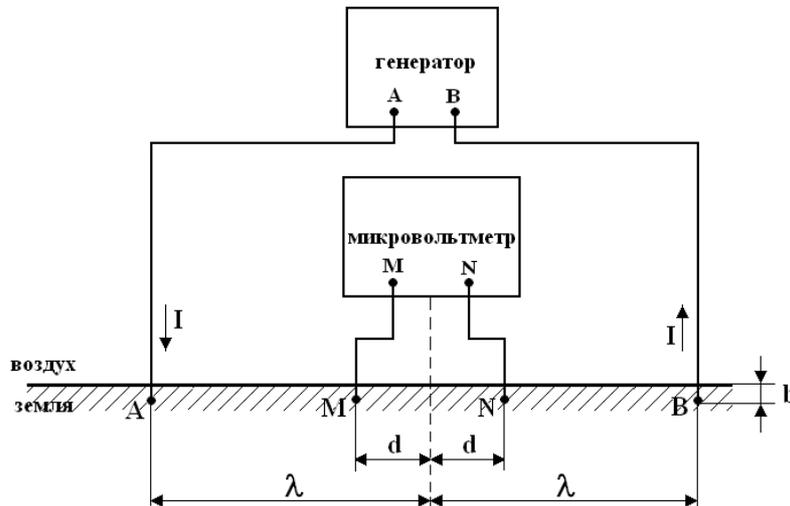


Рисунок 4 – Схема измерения удельного сопротивления грунта по методу Бургсдорфа

Структурно она состоит из генератора стабилизированного электрического тока, микровольтметра, двух потенциальных электродов М и N и двух токовых электродов А и В, которые перед зондированием должны быть погружены в землю. Все электроды расположены на одном уровне. Глубина расположения электродов b выбиралась из условия [5]:

$$b \leq \frac{2d}{3},$$

где d – половина расстояния между точками М и N (см. рисунок 4).

Значение удельного сопротивления определялось с использованием следующего выражения [2, 5]:

$$\rho_3 = \frac{U_{MN}}{I} \left[\frac{\pi(\lambda^2 - d^2)}{2d} \right],$$

где U_{MN} – напряжение между точками М и N, определяемое микровольтметром; I – ток стабилизированного генератора; λ – половина расстояния между точками А и В.

Значения удельного сопротивления определялись для наносных слоев земли с примесями глины двух типов. Для первого типа учитывалось, что с учетом климата уровень атмосферных осадков за год не превышал 500 мм (низкопроводящая земля). Для второго случая имитировался уровень осадков превышающий 500 мм в год (высокопроводящая земля). Поскольку удельное сопротивление грунта изменяется также в зависимости от времени года, то для получения более точного значения к измеряемой величине вводилась поправка, учитывающая сезонное изменение не только влажности, но и температуры. С этой целью измеренная величина умножалась на поправочный коэффициент k, соответствующий условиям измерения и приводящий значение удельного сопротивления к наибольшей возможной величине. Значения поправочного коэффициента представлены в таблице 4.

Величина удельного сопротивления грунта на момент измерения (июнь) составила: для низкопроводящего грунта $\rho_3 = 24,704 \text{ Ом} \cdot \text{м}$; для высокопроводящего грунта $\rho_3 = 62,409 \text{ Ом} \cdot \text{м}$.

Таблица 4 – Значения поправочного коэффициента k по месяцам года для различных областей Украины

Районы измерения	Месяца измерения											
	Январь	Февраль	Март	Апрель	Май	Июнь	Июль	Август	Сентябрь	Октябрь	Ноябрь	Декабрь
Северные области Украины	1,2	1,1	1	1,2	1,3	1,55	1,75	1,55	1,7	1,5	1,3	1,35
Южные области Украины	1,15	1	1,1	1,24	1,74	1,73	1,55	1,49	1,57	1,6	1,6	1,3

Для проведения эксперимента использовались два участка технологической площадки (низкопроводящая и высокопроводящая). После измерения величин удельного сопротивления грунта, образцы линий передачи размещались в существующих горизонтальных шахтах двух участков технологической площадки, находящихся на глубине 0,7 м и обеспечивающих непосредственный контакт внешней изоляции с землей.

После согласования линии связи проводилась калибровка ВЧ анализатора цепей ENA-L (E5062A) при помощи модуля ECal (см. рисунок 5). Данный модуль, в отличие от традиционного механического метода, позволяет проводить автоматически электронную калибровку однократным подключением к портам анализатора цепей [4].



Рисунок 5 – Внешний вид модуля электронной калибровки ECal

По окончании калибровки анализатора цепей измерялись значения параметров S_{21} и K_{21} .

Параметр S_{21} характеризует величину вносимых потерь в линии связи на определенной частоте. Коэффициент передачи K_{21} характеризует соотношения напряжений на выходе и входе линии связи также для определенной частоты.

Частотная зависимость параметра S_{21} отображалась на экране (см. рисунок 6). Значения параметра K_{21} записывались в табличном виде на жестком диске ВЧ анализатора параметров цепей серии ENA-L (E5062A), после чего в графическом виде отображались с использованием пакета Mathcad (см. рисунок 7).

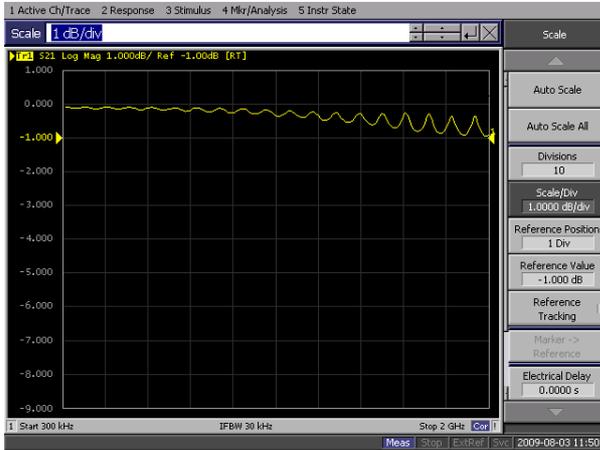


Рисунок 6 – Экспериментальная зависимость параметра S_{21} коаксиального кабеля РК-75-4-11 до воздействия МЭМИ

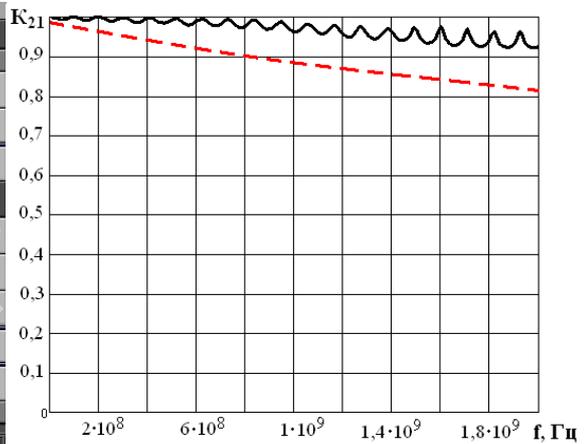


Рисунок 7 – Экспериментальная зависимость параметра K_{21} коаксиального кабеля РК-75-4-11 до воздействия МЭМИ

Анализируя экспериментальные зависимости, представленные на рисунках 6 и 7, необходимо заметить, что до воздействия МЭМИ на подземный коаксиальный кабель РК-75-4-11, значения основных параметров не превышают предельно допустимые величины (пунктирная линия на рисунке 7).

На следующем этапе экспериментальных исследований осуществлялось воздействие МЭМИ на линии связи, размещенные в низкопроводящем и высокопроводящем грунтах.

Значения параметров S_{21} и K_{21} для низкопроводящего грунта представлены на рисунках 8 и 9.

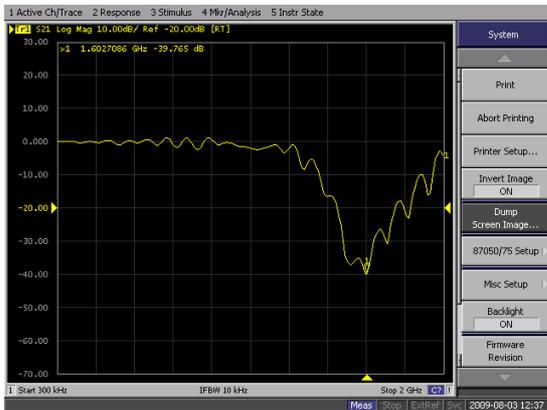


Рисунок 8 – Экспериментальная зависимость параметра S_{21} коаксиального кабеля РК-75-4-11, размещенного в низкопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

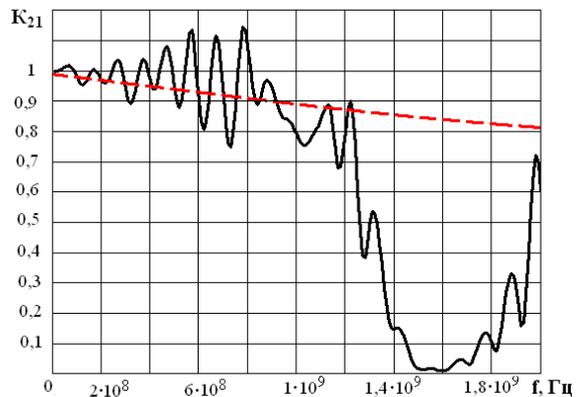


Рисунок 9 – Экспериментальная зависимость параметра K_{21} коаксиального кабеля в РК-75-4-11, размещенного в низкопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

Анализируя экспериментальные зависимости, представленные на рисунках 8 и 9, необходимо заметить, что основные характеристики подземного радиочастотного кабеля превышают предельно допустимые на частотах свыше $3 \cdot 10^8$ Гц. Максимальное ослабление входного сигнала будет происходить на частоте $\approx 1,6 \cdot 10^9$ Гц. Это объясняется, прежде всего, тем, что для случая низкопроводящей земли

внешнее воздействие МЭМИ будет вызывать опасные токи и напряжения в контуре «металлическая оболочка–жила» (см. рисунок 10), определяемого конструкцией коаксиального кабеля [1]. Данное воздействие будет приводить к опасному перегреву внутреннего диэлектрика (полиэтилена), вызывая его плавление, что неизменно приводит к изменению емкостного сопротивления и значительному ухудшению его частотных характеристик (см. рисунки 8 и 9). Фотографии среза исследуемого кабеля после воздействия МЭМИ представлены на рисунке 11.

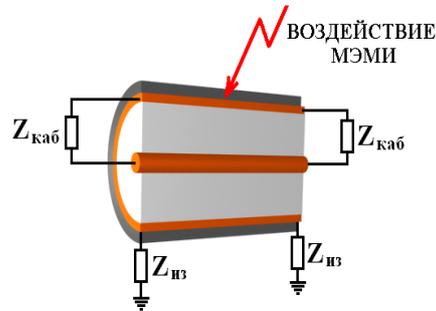


Рисунок 10 – Основные контуры воздействия полей МЭМИ на подземный коаксиальный кабель

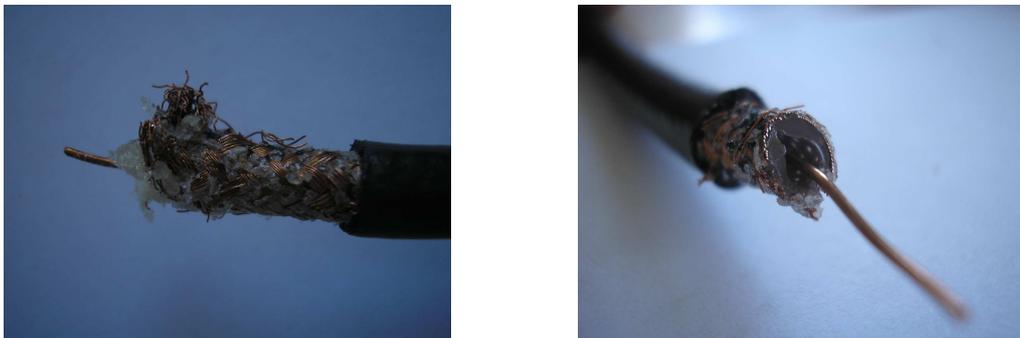


Рисунок 11 – Фотографии коаксиального кабеля РК-75-4-11, размещенного в низкопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

Для коаксиального кабеля, размещенного в высокопроводящем грунте, значения параметров S_{21} и K_{21} после воздействия МЭМИ представлены на рисунках 12 и 13.



Рисунок 12 – Экспериментальная зависимость параметра S_{21} коаксиального кабеля РК-75-4-11, размещенного в высокопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

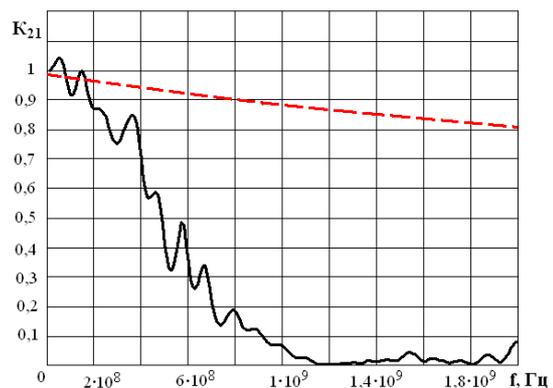


Рисунок 13 – Экспериментальная зависимость параметра K_{21} РК-75-4-11, размещенного в высокопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

Анализируя экспериментальные зависимости, представленные на рисунках 12 и 13, необходимо заметить, что основные характеристики подземного радиочастотного кабеля превышают предельно допустимые уже на частотах свыше $0,3 \cdot 10^8$ Гц. Максимальное ослабление входного сигнала будет происходить на частотах свыше $1,17 \cdot 10^9$ Гц. В данном случае изменение частотных характеристик можно объяснить тем, что для высокопроводящей земли внешнее воздействие МЭМИ будет вызывать опасные токи и напряжения в двух контурах «металлическая оболочка – земля» и «металлическая оболочка – жила» (см. рисунок 10) [1, 2]. В первом контуре ток, наводимый внешними полями МЭМИ, может вызывать опасный перегрев внешней изоляции, приводя к непосредственному контакту металлической оболочки и грунта. Во втором контуре будет происходить плавление внутреннего диэлектрика, что приведет к изменению емкостного сопротивления и значительному ухудшению частотных характеристик кабеля. Фотографии срезов исследуемого кабеля после воздействия МЭМИ представлены на рисунках 14 и 15.



Рисунок 14 – Фотография общей деградации коаксиального кабеля РК-75-4-11, размещенного в высокопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

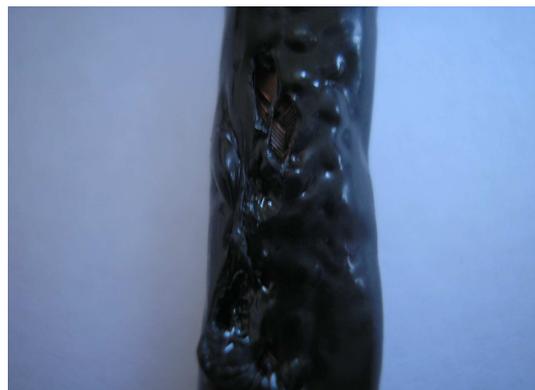


Рисунок 15 – Фотография деградации внешней изоляции коаксиального кабеля РК-75-4-11, размещенного в высокопроводящем грунте, после воздействия МЭМИ

Результаты экспериментальных исследований.

1. При проведении экспериментальных исследований воздействия МЭМИ на подземные радиочастотные линии связи необходимо учитывать неоднородность структуры верхних слоев земли. Степень неоднородности слоев земли может изменяться во времени и зависит от типа почв, колебаний уровней грунтовых вод, количества выпадающих осадков, температуры и влажности воздуха и т.д.

2. Значения удельного сопротивления наносных слоев земли можно разделить на низкопроводящие (количество осадков за год не превышает 500 мм) и высокопроводящие (количество осадков за год превышает 500 мм).

3. Для учета изменения удельного сопротивления грунта в зависимости от времени года к измеряемой величине необходимо вводить поправку, учитывающую сезонное изменение температуры.

4. При внешнем воздействии полей МЭМИ на коаксиальный кабель, расположенный под земной поверхностью, необходимо рассматривать два электрических контура, связанных с расположением и конструкционными особенностями линии передачи: «земля–металлическая оболочка» и «металлическая оболочка–жила».

5. Для анализа изменений частотных параметров подземной коаксиальной линии связи можно использовать параметры S_{21} и K_{21} , характеризующие величину вносимых потерь и соотношения напряжений на выходе и входе линии связи.

6. После воздействия МЭМИ на коаксиальную линию связи РК-75-4-11, находящуюся в низкопроводящем грунте, основной ток будет наводиться в контуре «металлическая оболочка – жила», определяемом конструкцией коаксиального кабеля, вызывая плавление внутреннего диэлектрика (полиэтилена) и сужение его амплитудо-частотной характеристики с $3 \cdot 10^9$ Гц до $3 \cdot 10^8$ Гц. Максимальное ослабление входного сигнала будет происходить на частоте $\approx 1,6 \cdot 10^9$ Гц.

7. После воздействия МЭМИ на коаксиальную линию связи РК-75-4-11, находящуюся в высокопроводящем грунте, опасные токи и напряжения будут наводиться в двух контурах «металлическая оболочка–земля» и «металлическая оболочка–жила», вызывая плавление не только внутреннего, но и внеш-

него диэлектриков и сужение его амплитудно-частотной характеристики с $3 \cdot 10^9$ Гц до $0,3 \cdot 10^8$ Гц. Максимальное ослабление входного сигнала будет происходить на частоте $1,17 \cdot 10^9$ Гц.

Выводы. В результате воздействия мощных электромагнитных излучений на подземные линии связи в их диэлектрических элементах происходят необратимые изменения, которые будут вызывать значительные затухания полезных сигналов, особенно на высоких частотах.

Для ограничения влияния МЭМИ как естественного (грозовой разряд), так и искусственного (излучения специализированных высоковольтных установок) происхождения, необходимо применять конструкционные методы защиты.

Литература

1. Кучер Д.Б. Особенности воздействия мощных электромагнитных излучений на внешние металлические оболочки подземных радиочастотных линий связи / Д.Б. Кучер, А.И. Харланов, И.В. Медведь, Л.В. Литвиненко // Системы управління, навігації та зв'язку.– К.:Центральний науково-дослідний інститут навігації та управління, 2008.– Вип..2(6).– С. 167–171.
2. Михайлов М.И. Электромагнитное влияние на сооружения связи / М.И. Михайлов, Л.Д. Разумов, С.А.Соколов.– М.: Связь, 1979. – 264 с.
3. Чумаков В.И. Экспериментальный ускорительный комплекс ХНУРЭ для исследований ЭМС / В.И. Чумаков, Ю.А. Волколупов, М.А. Острижной, А.В. Столярчук, О.И. Харченко // Сборник научных трудов 2-го Международного радиоэлектронного форума «Прикладная радиоэлектроника. Состояние и перспективы развития», 2005, том 6.– С. 74–77.
4. AgilentTechnologies, "Pulsed Measurements with the Agilent 8720ESand 8753ES Network Analyzers", Agilent Technologies Product Note, May 2000.
5. Коструба С.И. Измерение электрических параметров земли и заземляющих устройств / С.И. Коструба. – М.: Энергоатомиздат, 1983.

Bibliography (transliterated)

1. Kucher D.B. Osobennosti vozdeystviya moshhnyh jelektromagnitnyh izluchenij na vneshnie metallicheskie obolochki podzemnyh radiochastotnyh linij svjazi D.B. Kucher, A.I. Harlanov, I.V. Medved', L.V. Litvinenko Sistemi upravlinnja, navigacii ta zv'jazku.– K.:Central'nij naukovo-doslidnij institut navigacii ta upravlinnja, 2008.– Vip..2(6).– p. 167–171.
2. Mihajlov M.I. Jelektromagnitnoe vlijanie na sooruzhenija svjazi M.I. Mihajlov, L.D. Razumov, S.A.Sokolov.– M.: Svjaz', 1979. – 264 p.
3. Chumakov V.I. Jeksperimental'nyj uskoritel'nyj kompleks HNURJe dlja issledovanij JeMS V.I. Chumakov, Ju.A. Volkolupov, M.A. Ostrizhnoj, A.V. Stoljarchuk, O.I. Harchenko Sbornik nauchnyh trudov 2-go Mezhdunarodnogo radiojelektrohnogo foruma «Prikladnaja radiojelektronika. Sostojanie i perspektivy razvitija», 2005, tom 6.– p. 74–77.
4. AgilentTechnologies, "Pulsed Measurements with the Agilent 8720ESand 8753ES Network Analyzers", Agilent Technologies Product Note, May 2000.
5. Kostrubu S.I. Izmerenie jelektricheskikh parametrov zemli i zazemljajushhih ustrojstv S.I. Kostrubu. – M.: Jenergoatomizdat, 1983.

УДК 621.396.6

Кучер Д.Б., Харланов О.И., Медведь И.В., Литвиненко Л.В.

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕСТРУКТИВНОГО ВПЛИВУ ПОТУЖНИХ ЕЛЕКТРОМАГНІТНИХ ВИПРОМІНЮВАНЬ НА ПІДЗЕМНІ КОАКСІАЛЬНІ ЛІНІЇ ЗВ'ЯЗКУ

У роботі розглядаються та аналізуються результати проведення експериментальних досліджень змін основних характеристик підземних коаксіальних ліній зв'язку після впливу потужних електромагнітних випромінювань.

Kucher D.B., Harlanov A.I., Medved I.V., Litvinenko L.V.

**EXPERIMENTAL RESEARCHES OF DESTRUCTIVE INFLUENCE OF POWERFUL
ELECTROMAGNETIC RADIATIONS ON UNDERGROUND COAXIAL FLOW LINES**

In work examined and analyzed results of realization of experimental researches of changes of basic descriptions of underground coaxial flow lines after influence of powerful electromagnetic radiations.

УДК 678.5

Рассоха А.Н., Черкашина А.Н., Потанина Т.В.

ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ФУРАНО-ЭПОКСИДНЫХ КОМПОЗИТОВ В ЗОНЕ ОПТИМАЛЬНОГО НАПОЛНЕНИЯ

Фурано-эпоксидные полимерные композиционные материалы (ПКМ) нашли широкое применение в строительной индустрии в качестве полимербетонов, полимеррастворов, полимермастик, защитных антикоррозионных систем поверхности бетонных и стальных изделий и сооружений [1].

Фрактально-синергетический подход к изучению структуры и свойств ПКМ [2,3] позволяет с достаточной степенью точности и достоверности оценить оптимальную зону наполнения полимеров дисперсными наполнителями и спрогнозировать возможный интервал изменений основных прочностных свойств ПКМ.

Представляло интерес исследовать прочностные свойства (разрушающее напряжение при сжатии и растяжении) фурано-эпоксидных полимерных композиционных материалов строительного назначения в зоне оптимальной степени наполнения различными наполнителями в зависимости от размера частиц дисперсной фазы.

В качестве объекта исследования выбран фурано-эпоксидный реакционноспособный олигомер (РСО) с различным массовым содержанием эпоксидного компонента – ФАЭД-20(20), ФАЭД-50(20),- структурированный аминифенольным отвердителем марки Агидол АФ-2. Наполнителями (НП) служили кварцевый песок (КП), каолин (КН), периклаз (ПК), карбонат кальция (КК), графит (ГР). Структурирование РСО проводили по режиму: 20 °С – 24 час, 60 °С – 2 час, 80 °С – 5 час. Скорость охлаждения образцов составляла в среднем 1–2 °С/мин.

Определение физико-механических свойств композитов осуществлялось в соответствии со стандартными лабораторными методиками: разрушающее напряжение при растяжении – по ГОСТ 11262-68, разрушающее напряжение при сжатии – по ГОСТ- 4651-78. Количество параллельных опытов на одну экспериментальную точку 5 – 7. Коэффициент вариации полученных значений прочности фурано-эпоксидных композитов составлял в среднем 4–7 %. Удельную поверхность дисперсных наполнителей $S_{y\phi}$ (м²/кг) определяли методом воздухопроницаемости на приборе ПСХ-2 в соответствии с инструкцией к прибору (фактическая удельная поверхность $S_{y\phi}$), а также оценивали на основании данных ситового анализа по площади поверхности эквивалентных сфер (теоретическая удельная поверхность $S_{y\phi m}$):

$$S_{y\phi} = \frac{K}{\rho} \left(\sum \frac{dW}{d_{3c}} \right),$$

где K – коэффициент пропорциональности, учитывающий форму частиц (для сфер $K = 6$, для призматических частиц – около 12; для пластин – около 18, для тонких чешуек – 18–30); ρ – истинная плотность наполнителя, кг/м³; d_{3c} – среднее значение размера частиц (диаметр эквивалентной сферы) соответствующей фракции, м.

В соответствии с ГОСТ 29234.12 для оценки формы частиц наполнителя использовали коэффициент угловатости K_{ye} , рассчитываемый по формуле;

$$K_{ye} = \frac{S_{y\phi\phi}}{S_{y\phi m}}.$$

При выборе оптимальной степени наполнения фурано-эпоксидных материалов исследованными дисперсными системами варьировалось четыре параметра: удельная поверхность ($S_{y\phi}$), объемная доля (ϕ), анизометрия дисперсных частиц и шероховатость (фрактальность) их поверхности.

В табл. 1 приведены расчетно-теоретические и экспериментальные данные удельной поверхности и форма частиц исследованных дисперсных наполнителей.

Таблиця 1 – Удельная поверхность и форма частиц наполнителей

Наполнитель	$S_{y\partial m}$ м ² /кг	$S_{y\partial \phi}$ м ² /кг	$K_{y\partial}$
КП			
– фр. менее 1000 мкм	8,600	22,188	2,58
– фр. менее 630 мкм	9,050	21,267	2,35
– фр. менее 250 мкм	14,912	31,763	2,13
– фр. менее 125 мкм	30,189	63,700	2,11
КП- М (кислоты Льюиса – «сухая» технология)			
– фр. менее 630 мкм	11,335	30,038	2,65
– фр. менее 250 мкм	17,614	34,507	2,47
КН	93,023	294,883	3,17
ПК			
– фр. менее 630 мкм	3,066	12,632	4,12
– фр. менее 250 мкм	8,443	11,804	3,85
КК	44,280	94,316	2,13
ГР	111,187	205,696	1,85

Анализ данных табл. 1 показал, что $S_{y\partial \phi}$ существенно выше (1,85–4,12 раза) геометрической $S_{y\partial m}$. Данный факт обусловлен, по-видимому, наличием еще одного фактора – шероховатости (фрактальности) поверхности, влияющего на величину удельной поверхности наполнителя, кроме диаметра частиц $d_{\partial \phi}$.

Фрактальную размерность поверхности КП d_{sp} оценивали на основании экспериментальных данных (табл. 1) по известной методике [4] в соответствии с соотношением:

$$S_{y\partial \phi} \approx \left(\frac{d_a}{2} \right)^{d_{sp}-3}.$$

Как установлено, d_{sp} находится в диапазоне достаточно низких фрактальных размерностей и равно для КП – 2,13, т.е. поверхность частиц исследованных дисперсных систем не обладает резко выраженным рельефным характером. Корректность данной оценки подтверждается тем фактом, что d_{sp} варьируется в пределах 2,0–2,3, т.е. соответствует как экспериментальным, так и теоретическому интервалу этой размерности для «полуусиливающих» дисперсных наполнителей [4].

В рамках фрактального анализа представляло интерес оценить доступность для адгезионного контакта с фурано-эпоксидной матрицей мест на поверхности частиц КП. С этой целью с учетом размерности евклидова пространства ($d = 3$) и размерности траектории случайного блуждания частиц НП в фурано-эпоксидном РСО ($d = 2$) определяли размерность доступной (неэкранированной) поверхности d_u частиц КП, которая составляла 1,565.

Как видно из табл. 1, геометрическая составляющая $S_{y\partial}$ превалирует над структурной составляющей. Причем в анализируемом диапазоне размера частиц эта тенденция сохраняется на постоянном уровне.

Учитывая изменение плотности упаковки дисперсных частиц от 0,637 (максимальная плотность упаковки случайно распределенных монодисперсных частиц) до 0,87 (для высокополидисперсных систем), в зависимости от начального состояния, удельной поверхности ($S_{y\partial}$), плотности (ρ) НП зона оптимального наполнения фурано-эпоксидных ПКМ составляет:

$$\frac{0,637}{(2,3 \cdot 10^{-7} \cdot S_{y\partial} \cdot \rho + 1)^3} < \varphi < \frac{0,87}{(2,3 \cdot 10^{-7} \cdot S_{y\partial} \cdot \rho + 1)^3}.$$

Интервал оптимальных концентраций исследованных дисперсных наполнителей для систем ФАЭД-20(20) + АФ-2 и ФАЭД-50(20) + АФ-2 приведен в табл. 2.

Фурано-эпоксидные полимеры являются густосетчатыми, пространственноститыми двухфазными системами, состоящими из глобул с высокой плотностью и менее плотной межглобулярной фазой. Введение дисперсного наполнителя в полимер приводит к формированию многоуровневой иерархии элементов структуры полимерного композита, что в значительной мере влияет на комплекс прочностных и эксплуатационных свойств материала.

Физико-механические свойства фурано-эпоксидных композитов на основе ФАЭД-50(20) + АФ-2 приведены в табл. 2–3.

Таблица 2 – Оптимальное содержание дисперсных наполнителей в композитах

НП	Содержание наполнителя (об. д./масс.д.) со средним размером частиц, мкм							
	10		20		50		100	
	min	max	min	max	min	max	min	max
КП	<u>0,43</u>	<u>0,59</u>	<u>0,52</u>	<u>0,71</u>	<u>0,59</u>	<u>0,80</u>	<u>0,61</u>	<u>0,83</u>
	0,63	0,76	0,71	0,85	0,76	0,90	0,78	0,92
КН	<u>0,43</u>	<u>0,59</u>	<u>0,52</u>	<u>0,71</u>	<u>0,59</u>	<u>0,80</u>	<u>0,61</u>	<u>0,83</u>
	0,62	0,76	0,70	0,84	0,75	0,90	0,78	0,92
КК	<u>0,43</u>	<u>0,59</u>	<u>0,52</u>	<u>0,71</u>	<u>0,59</u>	<u>0,80</u>	<u>0,61</u>	<u>0,83</u>
	0,63	0,76	0,71	0,85	0,76	0,90	0,78	0,92
ГР	<u>0,43</u>	<u>0,59</u>	<u>0,52</u>	<u>0,71</u>	<u>0,59</u>	<u>0,80</u>	<u>0,61</u>	<u>0,83</u>
	0,62	0,75	0,70	0,84	0,75	0,90	0,78	0,92

Примечание: числитель – объемная доля наполнителя, знаменатель – массовая доля НП.

Прочность при растяжении композитов σ_r (табл. 3) описывается аналитической зависимостью [2]:

$$\sigma_r = \sigma_{mr} + \frac{C_\sigma \cdot K_\sigma \cdot (1 - 0,79 \cdot \varphi - |1 - 1,59 \cdot \varphi|)}{1 - 0,79 \cdot \varphi} - (1 - 0,79 \cdot \varphi - |1 - 1,59 \cdot \varphi|)^{0,5},$$

где C_σ – коэффициент, учитывающий влияние дисперсности НП на упрочнение ПКМ; находится из соотношения $C_\sigma = 0,8 + S_{y0} \cdot 10^{-3}$; σ_{mr} – прочность при растяжении ненаполненного полимера на основе ФАЭД-50(20), МПа.

Прочность при сжатии фурано-эпоксидного композита σ_c (табл. 4) при φ до 0,67 об. д. равна [2]:

$$\sigma_c = \sigma_{cm} + M_\sigma \cdot \frac{(1 - \varphi - |1 - 2 \cdot \varphi|)}{1 - \varphi} - d \cdot (1 - \varphi - |1 - 2 \cdot \varphi|)^{0,5},$$

а при высоком содержании НП ($\varphi \geq 0,67$) составляет:

$$\sigma_c = \sigma_{cm} + M_\sigma \cdot \frac{(|1 - 2 \cdot \varphi| - 1 + \varphi)}{1 - \varphi}.$$

M_σ, K_σ – параметры, характеризующие упругое напряжение объемного сжатия и растяжения соответственно (для исследованных систем этот параметр принимает значение 50 МПа).

Таблица 3 – Прочность фурано-эпоксидных композитов при растяжении

Наполнитель	Значение параметра при среднем размере частиц НП, мкм			
	10	20	50	100
КП	<u>45,4 (38,7)</u>	<u>54,9 (50,3)</u>	<u>50,6 (47,2)</u>	<u>48,0 (44,2)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
КН	<u>45,4 (40,5)</u>	<u>54,9 (53,5)</u>	<u>50,6 (45,4)</u>	<u>48,0 (46,5)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
КК	<u>45,4 (39,1)</u>	<u>54,9 (48,3)</u>	<u>50,6 (43,7)</u>	<u>48,0 (45,3)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
ГР	<u>45,4 (44,5)</u>	<u>54,9 (55,7)</u>	<u>50,6</u>	<u>48,0</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72

Примечание: числитель – разрушающее напряжение при растяжении, МПа; знаменатель – оптимальная степень наполнения, об. доли; в скобках – экспериментальные значения.

Анализ данных, представленных в табл. 2 и 3, показал удовлетворительное совпадение расчетных и экспериментальных данных прочности исследованных фурано-эпоксидных ПКМ. Несовпадение данных (в среднем 7–18 %), по-видимому, обусловлено более широким распределением гранулометрического состава наполнителей в эксперименте по сравнению расчетно-теоретическим анализом, а также влиянием технологических факторов формирования ПКМ (порядок совмещения ингредиентов, интенсивность их смешения и др.), приводящим к появлению структурных дефектов материала (пор, каналов, вакуолей и др.), что, в конечном счете, влияет на прочностные параметры композиционного материала.

Таблиця 4 – Прочність фурано-епоксидних композитів при сжатии

Наполнитель	Значение параметра при среднем размере частиц НП, мкм			
	10	20	50	100
КП	<u>118,9 (114,5)</u>	<u>105,2 (110,8)</u>	<u>116,5 (119,4)</u>	<u>130,2 (135,5)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
КН	<u>119,0 (113,6)</u>	<u>105,2 (112,3)</u>	<u>116,5 (119,9)</u>	<u>130,2 (130,1)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
КК	<u>118,8 (115,2)</u>	<u>105,2 (113,5)</u>	<u>116,5 (118,4)</u>	<u>130,2 (125,9)</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72
ГР	<u>119,0 (110,5)</u>	<u>105,2 (108,8)</u>	<u>116,5</u>	<u>130,2</u>
	0,51	0,62	0,695	0,72

Примечание: числитель – разрушающее напряжение при сжатии, МПа; знаменатель – оптимальная степень наполнения, об. доли; в скобках – экспериментальные значения.

Степень упрочнения фурано-эпоксидных ПКМ в зоне оптимального наполнения практически не зависит от химической природы и определяется средним размером частиц дисперсной фазы и видом механического нагружения (растяжение или сжатие). Зависимость прочности композитов от степени дисперсности наполнителей носит экстремальный характер (табл. 2, 3) с экстремумом при среднем значении диаметра частиц НП 20 мкм. Для значений прочности при растяжении наблюдается максимум, для прочности при сжатии – незначительный минимум.

С учетом анализа топологической структуры системы максимальное увеличение прочности при растяжении и сжатии в зоне оптимального наполнения имеет место в структуре фурано-эпоксидных ПКМ с взаимопроницаемыми решетками при реализации полного смешения фаз полимерной матрицы (ФАЭД в межфазном слое в структурно-упорядоченном состоянии и в объеме с меньшей жесткостью и упругостью).

Выполненный перколяционно-топологический анализ фурано-эпоксидных композитов показал, что оптимальное содержание НП и его дисперсности обеспечивает максимальное увеличение прочности растяжения и сжатии исследованных композиционных систем, способных воспринимать нагрузки в широком интервале значений эксплуатационных факторов.

Таким образом, проведенные расчетно-теоретическая оценка и экспериментальные исследования зависимости прочности фурано-эпоксидных композиционных материалов в зависимости от эффективного размера частиц в диапазоне оптимальных концентраций НП позволяет целенаправленно разрабатывать композиты строительного назначения с комплексом высоких физико-механических свойств.

Литература

1. Соломатов В.И., Бобрышев А.Н., Химмлер К.Г. Полимерные композиционные материалы в строительстве / Под ред. В.И. Соломатова.– М.: Стройиздат, 1988.– 312 с.
2. Бобрышев А.Н., Козомазов В.Н., Бабин Л.О., Соломатов В.И. Синергетика композитных материалов.– Липецк: НПО ОРИУС, 1994.– 152 с.
3. Баланкин А.С. Синергетика деформируемого тела.– М.: Наука, 1991.– 404 с.
4. Козлов Г.В., Белошенко В.А., Микитаев А.К. Фрактальная размерность поверхности агрегатов частиц наполнителя и пластичность композитов на основе полиэтилена // Фізико-хімічна механіка матеріалів.– 2002.– №3= С. 116–118.

Bibliography (transliterated)

1. Solomatov V.I., Bobryshev A.N., Himmler K.G. Polimernye kompozicionnye materialy v stroitel'stve Pod red. V.I. Solomatova.– М.: Strojizdat, 1988.– 312 p.
2. Bobryshev A.N., Kozomazov V.N., Babin L.O., Solomatov V.I. Sinergetika kompozitnyh materialov.– Lipeck: NPO ORIUS, 1994.– 152 p.
3. Balankin A.S. Sinergetika deformiruemogo tela.– М.: Nauka, 1991.– 404 p.
4. Kozlov G.V., Beloshenko V.A., Mikitaev A.K. Fraktal'naja razmernost' poverhnosti agregatov chastic napolnitel'ja i plastichnost' kompozitov na osnove polijetilena Fiziko-himichna mehanika materialiv.– 2002.– #3= p. 116–118.

УДК 678.5

Рассоха О.М., Черкашина Г.М., Потанина Т.В.

ФІЗИКО-МЕХАНІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ ФУРАНО-ЕПОКСИДНИХ КОМПОЗИТІВ В ЗОНІ ОПТИМАЛЬНОГО НАПОВНЕННЯ

Визначено оптимальний діапазон концентрацій дисперсного наповнювача різного фракційного складу у фураноз-епоксидних композитах. Вивчені міцність при розязі та стиску композитів в зоні оптимального наповнення.

Rassokha A.N., Cherkashyna A.N., Potanina T.V.

PHYSIC-MECHANICAL PROPERTIES FURAN EPOXY COMPOSITE IN OPTIMAL FILLING ZONE

Optimal range of disperse filler concentration with different fractional composition for furan epoxy composite is defined. Tension and compression strength for composite in optimal filling zone are studied.

УДК 623.454.372

Семешко В.В., Щербань В.В.

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ЗАРЯДОВ 30 ММ ПАТРОНОВ ПОСЛЕ ИСТЕЧЕНИЯ СРОКА ХРАНЕНИЯ

Одной из проблем, стоящих перед Вооруженными Силами Украины, является отсутствие боеприпасов, гарантийные сроки хранения которых не были просрочены.

При испытаниях 30 мм патронов (1987 года выпуска) с осколочно-фугасно-зажигательным (ОФЗ) снарядом к пушке 2А42, получены следующие баллистические характеристики:

- начальная скорость снаряда 937,7 м/с;
- среднее максимальное давление в стволе 3434 кг/см²;
- навеска пороха 6/7 П-5 БП фл. 115 г.

Согласно нормативно-технической документации (НТД) на заряд для 30 мм патрона с ОФЗ снарядом к пушке 2А42 начальная скорость снаряда составляет 960 м/с при среднем максимальном давлении в стволе ≤ 3550 кг/см².

Пересчет баллистических характеристик выстрела под чертежное значение максимального давления в стволе (3550 кг/см² – для заряда) показал, что при навеске заряда 116 граммов уже достигается чертежное значение максимального давления в стволе. При этом дульная скорость снаряда составляет 944 м/с, что на 16 м/с меньше чертежного значения. Расчеты осуществлялись по методике [1].

Это указывает на то, что произошло изменение баллистических характеристик пороха, из которого состоит метательный заряд, в процессе хранения.

Проведенный физико-химический анализ испытанного пороха, (6/7П-5 БП фл.) показал, что по содержанию удаляемых летучих веществ он находится на пределе технических требований – 1,08 % (1,0 % по НТД). Необходимо отметить, что содержание стабилизатора химической стойкости практически не отличалось от требований НТД. Таким образом, по этому показателю данный порох имеет как минимум двукратный запас, и в процессе дальнейшего хранения не будет его разложения, т.е. сохраняется безопасность выстрела при хранении и эксплуатации.

Исходя из этого, с целью определения возможности повторного использования (регенерации) порохов по прямому назначению были проведены внутрибаллистические расчеты (решение основной задачи внутренней баллистики) для определения единичной скорости горения, обеспечивающей повышение массы (энергетики) заряда.

Граничными условиями являлись:

- 1) максимальное давление в стволе не должно превышать 3550 кг/см²;
- 2) масса заряда не должна превышать 123 г;
- 3) скорость снаряда должна быть в пределах 960±5м/с.

Результаты расчетов приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Результаты расчетов по определению единичной скорости горения

Масса заряда, г	Дульная скорость, м/с	Максимальное давление, кг/см ²	Конец горения $L_{\psi}=1$, дм	Единичная скорость горения $U_1 \times 10^{-4}, \frac{м}{с \cdot МПа}$
115	937,3	3426	0,67	9,75
116	944,3	3550	0,64	9,75
123	961,2	3441	0,84	9,07

Результаты полученных расчетов подтверждают возможность обеспечения требуемых баллистических характеристик заряда при условии снижения единичной скорости горения пороха с 9,75 до 9,07, т.е. на 7,4 %.

Предварительный анализ показал, что данный результат может быть достигнут при повышении содержания летучих компонентов в порохе.

Для определения такой возможности исследуемый порох был помещен в среду, температура которой составляла 10 °С и влажность 90 %.

Учитывая, что пироксилиновые пороха представляют собой пористую структуру, предполагалось, что в данной среде будет происходить его насыщение водяным паром, находящимся в воздухе. Каждые 24 часа проводился анализ отбиравшихся проб на содержание летучих компонентов.

Результаты анализа приведены на графике (рис. 1)

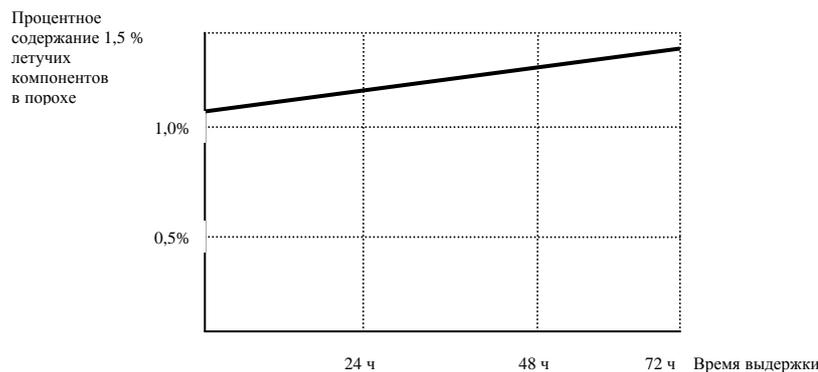


Рисунок 1 – Изменение содержания удаляемых летучих веществ

Результаты замеров показывают, что содержание летучих компонентов в порохе возрастает и уже через 72 часа оно доходит до расчетного значения.

По выбранному режиму было проведено увлажнение пороха в течение трех суток. Содержание удаляемых летучих веществ составило 1,35 %.

После вылежки порох был испытан в баллистическом стволе пушки 2А42. Результаты испытаний приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты испытаний с доработанным порохом

Масса заряда, г	Начальная скорость снаряда, м/с	Среднее максимальное давление, кг/см ²	Вероятное отклонение начальной скорости, м/с
122,4	956,6	3380	3,7

Приведенное значение начальной скорости снаряда дает следующие значения баллистических характеристик:

- начальная скорость снаряда 960 м/с;
- среднее максимальное давление в стволе 3413 кг/см²;
- навеска пороха 6/7 П-5 БП фл. 123,1 г.

Во внутренней баллистике [2] имеется аналитическая зависимость для единичной скорости горения

$$U_1 = \frac{0,175 \cdot 10^{-6} (N - 6,37)}{0,04 (220 - T_3) + 3h + h_1}, \quad (1)$$

где h – содержание удаляемых летучих веществ, %; h_1 – содержание неудаляемых летучих веществ, %; T_3 – температура заряда, °С; N – содержание азота в пироксилине в %.

Расчет единичной скорости горения для исходного пороха (до увлажнения) дает значение 8,34. В то же время, определенное на основании решения обратной задачи внутренней баллистики значение U_1 составило 9,75. Формула 1 для единичной скорости горения предназначена для не пористых порохов. В то же время порох 6/7П-5 БП фл. имеет 5 % условной пористости. Таким образом, скорость горения данного пороха зависит не только от его теплопроводности, а и от газопроницаемости, прямо связанной с пористостью.

Для учета этого в формулу (1) расчета единичной скорости горения пороха был введен дополнительный множитель, соответственно формула приобрела вид (2)

$$U_1 = \frac{0,175 \cdot 10^{-6} (N - 6,37) \cdot \Pi}{0,04 (220 - T_3) + 3h + h_1}, \quad (2)$$

где Π – коэффициент учета влияния пористости пороха на U_1 .

Значение коэффициента Π для пороха 6/7П-5 БП фл. определялось путем сравнения данных, полученных из решения обратной задачи внутренней баллистики, и полученных из уравнения (2). Полученное значение коэффициента Π составило 1,168.

Для оценки правильности определения значения коэффициента Π в единичной скорости горения, исходя из решения задачи внутренней баллистики и полученной из уравнения 2, проведено сравнение значений U_1 , полученных из решения задачи внутренней баллистики и фактических данных для пороха после увлажнения и учета поправочного коэффициента Π . Полученные значения U_1 составляют 9,07 и 9,2, т.е. погрешность в определении составляет около 1,5 %.

Выводы

На основе физико-химического анализа, баллистических испытаний и решения основной задачи внутренней баллистики для 30 мм патронов с зарядом из флегматизированного пороха 6/7П-5 БП фл. определены требования к изменению содержания летучих для восстановления (регенерации) характеристик зарядов после выработки ресурса.

Проверены технологические режимы для восстановления (регенерации) характеристик пороховых зарядов.

Определено значение поправочного коэффициента к скорости горения, учитывающего пористую структуру пороха.

Литература

1. Семешко В.В. “Расчет внутрибаллистических характеристик зарядов из флегматизированных порохов”. Міжнародна школа-семінар. Горіння дисперсних систем. Україна, Одеса, 2001 р.
2. Серебряков М.Е. Внутренняя баллистика ствольных систем и пороховых ракет. М, ОБОРОНГИЗ, 1962.

Bibliography (transliterated)

1. Semeshko V.V. “Raschet vnutriballisticheskikh harakteristik zarjadov iz flegmatizirovannyh porohov”. Mizhnarodna shkola-seminar. Gorinnja dispersnih sistem. Ukraina, Odesa, 2001 r.
2. Serebrjakov M.E. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem i porohovyh raket. M, OBORONGIZ, 1962.

УДК 623.454.372

Семешко В.В., Щербань В.В.

ВІДНОВЛЕННЯ ЗАРЯДІВ 30 ММ ПАТРОНІВ ПІСЛЯ ЗАКІНЧЕННЯ ТЕРМІНУ ЗБЕРІГАННЯ

В роботі приведено результати досліджень 30 мм патронів з зарядом з флегматизованого порошу 6/7П-5 БП фл. Визначено вимоги до зміни вмісту летких для відновлення (регенерації) характеристик зарядів після закінчення гарантійного терміну зберігання. Перевірено технологічні режими для відновлення (регенерації) характеристик порохових зарядів. Визначено значення поправочного коефіцієнта до швидкості горіння, що враховує пористу структуру порошу.

Semeshko V.V., Scherban V.V.

RESTORATION OF CHARGES OF 30 MM CARTRIDGES AFTER THE EXPIRY OF STORAGE LIFE

This work provides the researches of 30 mm cartridges with a charge from moderated gunpowder 6/7P-5 BP fl. Requirements to change of the content of volatile materials for restoration (regeneration) of characteristics of charges after the expiration of a warranty period of storage are defined. Technological modes for restoration (regeneration) of characteristics of powder charges are checked up. It is defined a value of correction factor to a burning speed considering porous structure of gunpowder.

ІНТЕГРАЦІЯ ЕТАПОВ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА ІЗДЕЛІЙ МАШИНОСТРОЕННЯ

Мировой процесс интеграции экономик отдельных государств в мировую систему поставил перед всеми странами-производителями машиностроительной продукции проблему обеспечения конкурентоспособности отечественной высокотехнологичной и наукоёмкой продукции. Решение этой проблемы связано не только с обеспечением высокого качества изделий, но и с требованием непрерывного повышения его, улучшения эксплуатационных свойств в соответствии с изменяющимися во времени требованиями, как к отдельным показателям, так и к изделию в целом, на всех этапах жизненного цикла в соответствии с международными стандартами.

Всё это в полной мере относится и к объектам вооружения и военной техники. Украина относится к одной из немногих стран Мира, где осуществляется полный цикл производства некоторых видов вооружения, в том числе и бронетанковой техники, которая успешно конкурирует на мировом рынке вооружений и экспортируется в ряд стран Ближнего Востока и Азии. Вместе с тем необходимо подчеркнуть, что в настоящее время ситуация по обеспечению соответствия продукции машиностроения требованиям стандартов ISO-9000 в Украине нельзя считать удовлетворительной. Анализ причин такой ситуации представляется малозначимым, однако следует признать, что такое положение таит угрозу того, что в перспективе отечественная машиностроительная продукция может потерять спрос на рынке только из-за несоответствия международным стандартам, а та из её числа, которая и соответствует – потребует освидетельствования такого соответствия.

Хотя и слабым, но утешением в этом вопросе является то, что Украина не одинока в таком роде отставания. В этом смысле положительным можно считать опыт России, которая пошла по пути внедрения стандартов ISO и на начальной стадии узаконила понятийный аппарат, приведя в соответствие терминологию оригинала с русскоязычными терминами.

С другой стороны, характерной особенностью ОБВТ – как сложной технической системы является то, что изменение показателей качества отдельных элементов приводит к изменению значений всей совокупности показателей, а, следовательно, и качества всего изделия. Причём, учитывать эту особенность необходимо на концептуальном уровне начиная с ранних этапов проектирования.

В ключе очерченного круга задач представляется важным рассмотреть вопросы информационного обеспечения на всех этапах жизненного цикла изделия, а также определить показатели качества при понимании последнего как комплексного свойства изделия.

Информационное обеспечение этапов жизненного цикла изделий машиностроения.

Непрерывное возрастание сложности изделий машиностроения, постоянно изменяющиеся требования к ним, сокращение сроков разработки привели к необходимости непрерывного анализа и рационального сочетания показателей свойств, что в свою очередь потребовало обработки и хранения огромных массивов информации. При разработке, проектировании, выпуске и эксплуатации сложной наукоёмкой продукции в настоящее время применяются автоматизированные компьютеризированные системы, что требует информационной совместимости, взаимодействия и в конечном итоге, объединения в единую систему сопровождения жизненного цикла изделия.

Компьютерная интеграция перечисленных информационных процессов, сопровождающих изделие на всех этапах жизненного цикла, осуществляется с помощью CALS – технологий (Computer Aided Acquisitions and Life – Cycle Support – информационная поддержка жизненного цикла).

Концепция CALS – технологии предполагает глобальную стратегию повышения эффективности процессов на различных этапах жизненного цикла путём информационной интеграции всех этапов жизненного цикла. В основе такой интеграции лежит ряд информационно интегрированных моделей различных этапов жизненного цикла и процессов, протекающих в его ходе. Интеграция данных на разных этапах жизненного цикла обеспечивается унификацией их представления. В свою очередь возможность совместного использования информации даёт возможность применения компьютерных сетей на основе стандартизации форматов данных. Идеальным результатом такого подхода следует считать единую интегрированную модель продукта и всех этапов его жизненного цикла, описывающую изделие настолько полно, что набор этих показателей может выступать в роли единого базового источника информации для любых процессов в ходе жизненного цикла.

Здесь важно подчеркнуть унификацию не только формы представления данных (формат), но и унификацию содержания, что предполагает однозначную правильную интерпретацию всех показателей.

Интеграция автоматизированных систем на основе CALS стандартов предполагает разработку и применение моделей, методов и программ автоматизированного проектирования и управления жизненным циклом. Рассмотрим эти составляющие с помощью укрупнённой схемы этапов жизненного цикла (рис. 1).

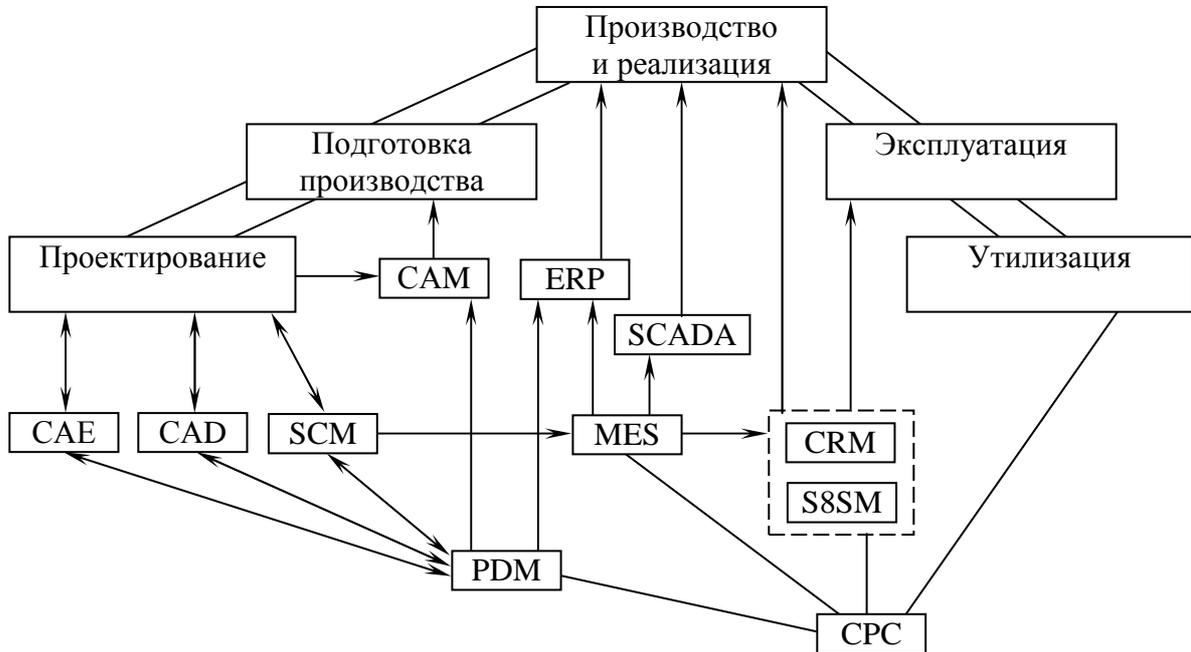


Рисунок 1 – Схема этапов жизненного цикла и систем автоматизации с программными компонентами

Современные системы проектирования на основе CAE/CAD обеспечивают сквозное проектирование сложных изделий и имеют многомодульную структуру. Задачи построения единых баз данных, выбора протокола, формата, интерфейса и совместного использования модулей решаются с помощью системы управления проектными данными PDM.

Взаимодействие с субподрядчиками и сторонними поставщиками обеспечивается системой CSM. Системы CAM выполняют синтез технологических процессов.

Интегрирование системы обычно имеют структуру CAE/CAD/CAM/PDM.

Эффект от применения интегрированной системы будет выше, если данные и показатели в одной системе будут доступны и сразу учитываться в другой, что позволяет отследить изменения в качестве изделия в целом.

Такая задача может решаться путем введения интегрированных и комплексных показателей (косвенная оценка), либо путём согласования показателей моделей в разных уровнях.

Однако при внедрении CALS технологий следует учитывать и ряд особенностей:

– на каждом этапе жизненного цикла оценке должны подвергаться в первую очередь характеристики и показатели, отражающие приоритет образца, соответствующие основным потребительским свойствам;

– необходимо сформировать критерии для обоснованного выбора мероприятий по обеспечению поддержания качества изделия на всех этапах жизненного цикла;

– при разработке и создании сложных наукоёмких изделий, в первую очередь объектов вооружения и военной техники, с участием многих разработчиков, необходимо создание единой информационной среды, в которой унифицированы не только форма, но и содержание информации о совместно производимой продукции, причём уровень интеграции должен включать по доступности и заказчика, то есть ГШ и МО, для адекватного формирования ТТТ.

Сравнение и выбор вариантов показателей ТТХ существующих и перспективных объектов БТТ.

Объекты бронетехники создаются на основе существующего конструкторского, технического и технологического опыта, а также анализа данных об эксплуатации и боевом применении. Созданные образцы подвергаются испытаниям, в результате которых получают тактико-технические характеристики объекта, номенклатура которых практически одинакова у всех разработчиков и производителей бронетехники. Ряд показателей ТТХ носят абсолютный характер (габаритные размеры, масса, установленная

мощность двигателя и др.), другие же зависят от специфических условий, в которых они определялись (максимальная скорость, скорость по грунтовой дороге или пересеченной местности, запас хода по топливу, дальность действительной стрельбы и другие подобные). Поэтому выводы о преимуществах одних над другими могут быть относительны, изменяться, а иногда даже носить ложный характер. Проверить эти данные никакими моделями или расчетными методами не представляется возможным, поскольку в этом случае будут использованы установленные методы, разработанные в процессе многолетней практики конструирования и опыта эксплуатации существующих объектов. Однако, изменение условий эксплуатации или новые условия применения объекта, а также внедрение передовых достижений техники, технологии и науки требуют адекватных новых методов и подходов. Разработка таких методов требует значительных временных затрат, что наиболее чувствительно для объектов ВВТ. С другой стороны, затраченные ресурсы могут не принести ожидаемого результата, особенно, если исходная информация носит ложный характер. Поэтому экспресс анализ такого рода данных следует и целесообразно проводить путем экспертизы, целью которой должны быть: во-первых – установление принципиальной возможности достижения анонсированного показателя; во-вторых – целесообразность его достижения. В конечном итоге такие выводы должны быть обобщены в виде рациональных показателей используемых для сравнения и оценки вариантов решений ОБТ. Поэтому первым шагом при вариантных проработках нового или модернизации существующего образца должно быть четкое формулирование требований с обязательным установлением иерархии приоритетов между этими требованиями. Так, если основными свойствами объектов бронетехники считать огневую мощь (о), защищенность (з) и подвижность (п), то соответствующий перебор вариантов приоритетов с учетом иерархии содержит шесть формул:

- | | | |
|-----------|-----------|-----------|
| 1) О-З-П; | 3) П-О-З; | 5) З-П-О; |
| 2) О-П-З; | 4) П-З-О; | 6) З-О-П. |

При этом особое внимание должно быть уделено тем условиям (показателям) для удовлетворения (достижения) которых должны быть приняты специальные меры.

Обобщенная укрупненная схема процедуры оценки и выбора варианта объекта БТТ представлена на рис. 2.

После того, как сформулированы требования к объекту, установлены условия функционирования и ограничения, дальнейший процесс принятия решения связан с определением рациональных показателей, и разработкой возможных вариантов решений, отвечающих тактико-техническому заданию на создание объекта.

Разработка вариантов конструктивных решений представляет собой сложный процесс взаимодействия большого числа разработчиков отдельных элементов и систем, что в конечном итоге выражается в виде ряда численных показателей ожидаемых значений ТТХ. Далее на основе единичных базовых, удельных и комплексных показателей, с использованием метода сравнения по степени рациональности путем сравнения и оценки вариантов, принимают окончательное решение, и разрабатывается тактико-техническое задание на выполнение ОКР по созданию/модернизации объекта БТТ.

Если с помощью описанной процедуры все же не удастся выбрать вариант, обладающий необходимыми характеристиками, то возникает необходимость в разработке специального компромиссного решения. В этом случае в качестве основы следует взять вариант, который отвечает в наибольшей степени формуле приоритета или является наиболее рациональным по показателю, который позволяет прогнозировать, что при определенных доработках он сможет удовлетворить предъявляемым требованиям.

Реализация перечисленных мероприятий даже в рамках одной отрасли связана со значительными затратами, однако должна осуществляться на общегосударственном уровне последовательно и неуклонно, начиная с приоритетных направлений таких как танкостроение, ракетно-космическая отрасль, судостроение и авиадвигателестроение с последующей экспансией на промышленность, для чего необходима государственная программа.

Качество и его показатели.

Качество является комплексным свойством любого материального объекта [1,2,3].

Качество как категория определено нормативными документами.

Оценивают качество по показателям, которые разделяют на качественно или семантически установленные.

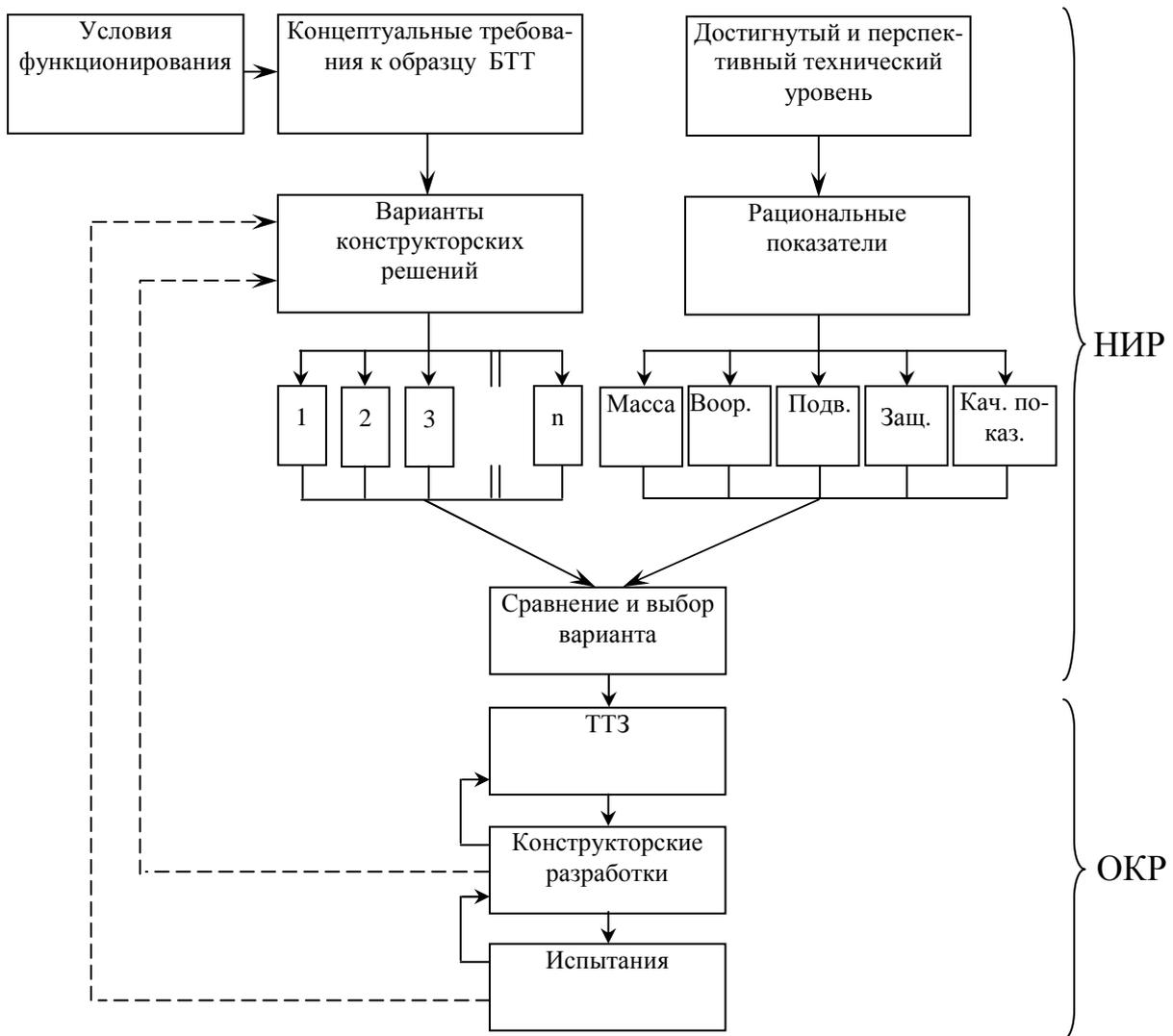


Рисунок 2 – Оценка и выбор варианта объекта БТТ

Показатели качества, характеризующие свойства изделия: назначение, надёжность, технологичность, эргономичность, эстетичность, уровень стандартизации, соответствие требованиям рационального природопользования, экономичности и патентной чистоты.

По совокупности отражаемых свойств: единичные базовые, удельные, комплексные и интегральные.

По методу определения показателя: инструментальный, расчетный, статистический, органолептический, экспертный, комбинированный.

Стадия определения: проектная, производственная, прогнозируемая.

Размерность показателей может быть размерной и безразмерной.

По значимости показатели делят на основные и дополнительные.

Для оценки качества изделия в первую очередь необходимо разрабатывать перечень показателей, с соответствующими определениями, данными выше. При этом следует стараться выразить их количественно. Так перечень таких показателей для объекта танк составляет 92 наименования (см. табл. 1) [3], а для авиационного двигателя – 129 [4].

Следует подчеркнуть, что обязательные требования к качеству классов изделий оговорены специальными документами.

Таблица 1 – Группы показателей и их обозначение

№ п/п	Группы показателей	Размерность	Обозначение
Основные характеристики объекта БТТ			
1	Масса	т	01
2	Габарит Н	м	02
3	Габарит В	м	03
4	Габарит L	м	04
5	Клиренс	мм	05
6	Мощность двигателя	л.с.	06
7	Экипаж	чел.	07
8	Пушка, калибр	мм	08
9	Пулемет, калибр	мм	09
10	Гранатомет, калибр	мм	010
11	ТУР	шт.	011
12	Боекомплект	шт.	012
13	Бронепробиваемость БПС, $\alpha = 60^\circ$, $D = 2$ км	мм	013
14	Время подготовки 1-го выстрела	с	014
15	Дальность действительно стрельбы, км (при $R_{Бпс}=0,55$)	км	015
16	Дальность действительно стрельбы, км (при $P_{кс} = 0,55$)	км	016
17	Эквивалент по стойкости лобовой брони корпуса	мм	017
18	Эквивалент по стойкости лобовой брони башни	мм	018
19	Трансмиссия, тип: – механическая; – гидромеханическая; – электромеханическая	тип	019
20	Количество передач вперед-назад		020
21	V_{max}	км/ч	021
22	V_{CD} по проселочной дороге	км/ч	022
23	Запас хода	км	023
24	Запас хода по шоссе	км	024
25	Запас хода по грунтовой дороге	км	025
26	Среднее удельное давление на грунт	кг/см ²	026
27	Глубина брода	м	027
<i>Основные характеристики БМП, БТР</i>			
28	Десант	чел.	028
29	Темп стрельбы автоматической пушкой	выстр/мин	029
30	Скорость движения на плаву max	км/ч	030
Подвижность			
1	Максимальная мощность силовой установки	кВт (л.с.)	A1
2	Удельный расход топлива	г/кВтч (г/л.с.·ч)	A2
3	Габаритная мощность двигателя	кВт/м	A3
4	Удельная мощность двигателя	кВт/т	A4
5	Температурный диапазон работы двигателя без ограничений	°С	A5

Продолжение таблицы 1

6	Ход катка опорного динамический	мм	А6
7	Ход катка опорного статический	мм	А7
Защищенность			
1	Борт корпуса, эквивалент на 2 км $\alpha = 60^\circ$	мм	Б1
2	Борт башни, эквивалент на 2 км $\alpha = 60^\circ$	мм	Б2
3	Крыша корпуса, эквивалент на 2 км $\alpha = 60^\circ$	мм	Б3
4	Крыша башни, эквивалент на 2 км $\alpha = 60^\circ$	мм	Б4
5	Днище корпуса	мм	Б5
6	Динамическая защита (прирост эквивалента по стойкости при применении ДЗ) от БПС	мм	Б6
7	Динамическая защита (прирост эквивалента по стойкости при применении ДЗ) от ПТУР	мм	Б7
8	Динамическая защита (прирост эквивалента по стойкости при применении ДЗ) от КС	мм	Б8
9	ЭПР для $\lambda = 3,2$ см	м ²	Б9
10	Средняя температура выхлопных газов	°С	Б10
11	Температурный контраст танка ΔT	°С	Б11
Вооружение			
1	Длина ствола	мм/калибр	В1
2	Живучесть ствола	выстр.	В2
3	Погрешность технической подготовки пушки	т.д.	В3
4	Погрешность вибрационного рассеивания пушки	т.д.	В4
5	Погрешность технического рассеивания БПС	т.д.	В5
6	Начальная скорость БПС	м/с	В6
7	Падение начальной скорости снаряда на 100 м полета	м/с	В7
8	Бронепробиваемость КС, $\alpha = 60^\circ$, $D = 2$ км	мм	В8
<i>Прибор командира</i>			
9	Увеличение	Х	В9
10	Угол поля зрения	град	В10
11	Погрешность стабилизации поля зрения	мрад (т.д.)	В11
12	Дальномер – оптический (0,5) или лазерный (1)	0,5 1	В12
<i>Ночной прицел</i>			
13	Дальность видения	м	В13
14	Угол поля зрения	град	В14
15	Стабилизация поля зрения	мрад (т.д.)	В15
<i>Основной прицел наводчика</i>			
16	Увеличение	Х	В16
17	Угол поля зрения	град	В17
18	Погрешность стабилизации поля зрения	мрад (т.д.)	В18
19	Дальномер – оптический (0,5) или лазерный (1)	0,5 1	В19
<i>Ночной прицел наводчика</i>			
20	Дальность видения	м	В20
21	Угол поля зрения	град	В21
22	Погрешность стабилизации поля зрения	мрад (т.д.)	В22

Продолжение таблицы 1

23	Стабилизатор основного вооружения, погрешность	мрад (т.д.)	B23
24	Скорость переброса	град/с	B24
25	Погрешность подготовки исходных установок для стрельбы	мрад	B25
<i>Вооружение БМП, БТР</i>			
26	Максимальные углы наведения по вертикали	град	B26
Качественные показатели			
1	Автомат заряжания (1)	0 1	K1
2	Система автоматического сопровождения целей (1)	0 1	K2
3	Система встроенного контроля выверки прицела с пушкой (0,5) или система учета изгиба ствола (1)	0 0,5 1	K3
4	Система автоматической разведки целей в оптическом (0,5), ПК (0,75), радиотехническом (1) диапазонах	0 0,5 0,75 1	K4
5	Интегральная цифровая система управления и контроля компонентами комплекса вооружения (1)	0 1	K5
6	Навигационная система (0,5), помехо-защищенные цифровые средства связи (0,75), автоматизированная система управления боем подразделения тактического звена (1)	0 0,5 0,75 1	K6
7	Активная защита (1)	0 1	K7
8	Система коллективной защиты от оружия массового поражения (1)	0 1	K8
9	Система противопожарного оборудования (1)	0 1	K9
10	Конструктивные мероприятия, повышающие живучесть при боевых повреждениях (1)		
11	Термодымовая аппаратура (1)	0 1	K10
12	Система регистрации лазерного (0,5) и радиотехнического облучения (1)	0 0,5 1	K11
13	Система постановки защитного экрана (облака) в оптическом (0,5), ИК (0,75) и радиотехническом диапазонах (1)	0 0,5 0,75 1	K12
14	Система создания помех или ложных целей в оптическом (0,5), ИК (0,75) и радиотехническом диапазонах (1)	0 0,5 0,75 1	K13
15	Маскировочные сети в оптическом (0,5), ИК (0,75) и радиотехническом диапазонах (1)	0 0,5 0,75 1	K14
16	Интегральная цифровая система управления и контроля составных частей силовой установки, трансмиссии, ходовой части (0,5), в том числе с места командира (1)	0 0,5 1	K15
17	Автоматизированная система управления натяжением гусеничных лент (1)	0 1	K16
18	Автоматизированная система управления параметрами подвески (1)	0 1	K17

Литература

1. Системы менеджмента качества. Требования : ДСТУ ИСО 9001-2001. – М.: Изд-во стандартов, 2001. – 21 с. – (Национальный стандарт Украины).
2. Всеобщее управление качеством / [Глудкин О.П., Горбунов Н.М., Гуров А.И., Зорин Ю.В.]. – М.: Радио и связь, 1999. – 594 с.
3. Анипко О.Б. Концептуальное проектирование объектов бронетанковой техники / Анипко О.Б.,

Борисюк М.Д., Бусяк Ю.М. – Х.: Изд-во НТУ “ХПИ”, 2008. – 188 с.

4. Анипко О.Б. К вопросу о рациональном диапазоне параметров авиационной силовой установки [Текст] / О.Б. Анипко, В.В. Логинов, В.В. Зубарев. // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов. – 2007. – № 1 (48). – С. 34–41.

Bibliography (transliterated)

1. Sistemi menedzhmenta kachestva. Trebovanija : DSTU ISO 9001-2001. – M.: Izd-vo standartov, 2001. – 21 p. – (Nacional'nyj standart Ukrainy).

2. Vseobshhee upravlenie kachestvom [Gludkin O.P., Gorbunov N.M., Gurov A.I., Zorin Ju.V.]. – M.: Radio i svjaz', 1999. – 594 p.

3. Anipko O.B. Konceptual'noe proektirovanie ob"ektov bronetankovoj tehniki Anipko O.B., Borisjuk M.D., Busjak Ju.M. – H.: Izd-vo NTU “HPI”, 2008. – 188 p.

4. Anipko O.B. K voprosu o racional'nom diapazone parametrov aviacionnoj silovoj ustanovki [Tekst] O.B. Anipko, V.V. Loginov, V.V. Zubarev. Voprosy proektirovanija i proizvodstva konstrukcij letatel'nyh apparatov. – 2007. – # 1 (48). – p. 34–41.

УДК 623.4.016

Аніпко О.Б., Бусяк Ю.М., Баулін Д.С., Цебрюк І.В.

ІНТЕГРАЦІЯ ЕТАПІВ ЖИТТЄВОГО ЦИКЛУ ВИРОБІВ МАШИНОБУДУВАННЯ

У статті розглянуті питання інформаційного забезпечення на всіх етапах життєвого циклу виробу машинобудування, а також визначені показники якості як комплексної властивості виробу.

Anipko O.B., Busyak Yu.M., Baulin D.S., Cebryuk I.V.

INTEGRATION OF STAGES OF LIFE CYCLE OF PRODUCTS OF MECHANICAL ENGINEERING

In article supply with information questions at all stages of life cycle mechanical engineering are considered, and also quality indicators as complex property of a product are defined.

Нелаев В.П.

**МЕТОД ВЫЯВЛЕНИЯ И ПРАКТИЧЕСКОЙ РЕАЛИЗАЦИИ БАЛЛИСТИЧЕСКОГО РЕЗЕРВА
СТВОЛЬНЫХ СИСТЕМ ОГНЕСТРЕЛЬНОГО МЕТАНИЯ
В КОНТЕКСТЕ ПРОБЛЕМЫ РЕСУРСОСБЕРЕЖЕНИЯ**

*«Бог сражается на стороне тех,
у кого лучшая артиллерия!»
Наполеон Бонапарт*

Введение. В последнее время нередко возникают дискуссии о необходимости замены той или иной стоящей на вооружении ствольной системы другой, более мощной системой. При этом иногда имеется в виду повышение могущества оружия за счет увеличения калибра. Ярким примером такой дискуссии может служить полемика на страницах издания «Независимое военное обозрение» за 2004–2005 годы между признанными экспертами Владимиром Одинцовым и Владимиром Заборским по вопросу о целесообразности замены на кораблях популярной пушки калибра 30-мм (АК-630) зарубежной автоматической пушкой калибра 40-мм шведской фирмы «Бофорс».

К системам, требующим замены зарубежными аналогами с целью повышения могущества, различные, в том числе и зарубежные, эксперты чаще всего относят также стрелковое оружие калибра 7,62-мм и 9-мм.

Практическая реализация таких предложений потребует от страны вложения огромных ресурсов: финансовых, материальных, кадровых.

Вместе с тем практика показывает, что для некоторых ствольных систем удастся повысить мощность за счет увеличения дульной скорости снаряда при сохранении максимального давления пороховых газов в пределах предписанных изготовителем ограничений. Потребность в повышении скорости снаряда на систематической основе является актуальной для ряда гладкоствольных и нарезных систем.

Возникает естественный вопрос – нельзя ли решить проблему повышения могущества отечественных ствольных систем путем частичной или полной замены одного лишь метательного порохового заряда и избежать, таким образом, непомерных ресурсозатрат?

Анализ процедуры создания ствольных систем и предварительные пробы решения проблемы позволяют в ряде случаев ответить на данный вопрос положительно.

Известно [1], что баллистическое проектирование ствольных систем заключается в решении задачи определения оптимальных значений основных конструктивных характеристик канала ствола и условий заряжания после того, как выбраны необходимые для успешного решения боевой задачи тип снаряда, его калибр d , масса m и дульная скорость v_d .

Одной из характеристик выстрела в баллистике ствольных систем огнестрельного метания является баллистический к.п.д., значение которого определяется выражением

$$R_d = \frac{\varphi m v_d^2}{2s(l_0 + l_d)P_m}, \quad (1)$$

где φ – коэффициент учета второстепенных работ; s – площадь поперечного сечения канала ствола; l_0 – приведенная длина каморы; l_d – длина пути движения снаряда в канале ствола; P_m – максимальное давление пороховых газов в канале ствола.

Обычно значение R_d лежит в пределах от 0,40 до 0,60. С ростом значения R_d увеличивается могущество ствольной системы, возрастает ее поражающая способность.

Поэтому при создании ствольной системы конструкторы обычно стремятся так согласовать различные характеристики, чтобы получилось наибольшее значение R_d . При этом для метательного заряда назначается соответствующее количество ω конкретного пороха.

Из (1) следует, что при неизменных конструктивных характеристиках системы и ограниченном давлении пороховых газов величина R_d может быть увеличена только лишь за счет повышения дульной скорости снаряда v_d .

Баллистический к.п.д. R_{∂} непосредственно связан с характеристикой заполнения индикаторной диаграммы η_{∂} [2]

$$R_{\partial} = \frac{l_{\partial}}{l_0 + l_{\partial}} \eta_{\partial} . \quad (2)$$

Значение η_{∂} , в свою очередь, определяется выражением

$$\eta_{\partial} = \frac{\int_0^{l_{\partial}} p(l) dl}{l_{\partial} P_m} . \quad (3)$$

Если положить $l = \lambda l_{\partial}$, то последнее выражение можно записать в виде

$$\eta_{\partial} = \frac{\int_0^1 P(\lambda) d\lambda}{P_m} . \quad (4)$$

Из такого представления баллистического к.п.д. через характеристику заполнения индикаторной диаграммы следует, что значение дульной скорости v_{∂} , а вместе с ним и значение R_{∂} , для конкретно заданной ствольной системы огнестрельного метания определяются исключительно динамикой развития давления пороховых газов в заснарядном пространстве в процессе движения снаряда по каналу ствола.

Баллистикам известно, что функция $P(\lambda)$ в заданной ствольной системе формируется, главным образом, двумя характеристиками условий заряжания – плотностью заряжания Δ и параметром B профессора Дроздова Н.Ф.

:

$$\Delta = \frac{\omega}{W_0} \text{ и } B = \frac{s^2 I_k^2}{\varphi f m \omega} , \quad (5)$$

где W_0 – объем каморы; I_k – импульс давления пороховых газов; f – сила пороха.

Из выражений (5) видно, что ответственными за конфигурацию функции $P(\lambda)$ для конкретной ствольной системы являются величины ω , I_k и f , которые представляют порох в метательном заряде. Следовательно, основной предпосылкой для повышения баллистического к.п.д. ствольной системы является возможность контролируемого изменения указанных параметров пороха.

Необходимо оговориться, что промышленностью наработаны конкретные штатные пороха с известными фиксированными значениями характеристик I_k и f . Для каждой ствольной системы назначается порох с соответствующим значением импульса. Таким образом, если в метательном заряде используется некий штатный порох «Н», то мы можем влиять лишь на его количество ω , и не в силах изменить его характеристики I_k и f , значения которых являются как бы привязанными к марке пороха. Можно говорить лишь о возможности или невозможности применения другой марки пороха и, соответственно, других значений ω , I_k и f .

Опираясь на многолетний опыт баллистического анализа различных ствольных систем можно сделать вывод о том, что в некоторых случаях «родной» для ствольной системы метательный заряд оставляет существенный запас возможности повышения баллистических свойств системы. Практический интерес состоит в том, чтобы выявить этот запас и реализовать на промышленной базе. Для решения данной задачи необходима методическая основа, которой, к сожалению, известные отечественные и зарубежные источники не содержат.

Чтобы закрыть этот пробел, предлагается метод, состоящий из двух этапов:

– выявление баллистического резерва ствольной системы;

– модернізація металевого заряду, яка має на меті підвищення практичної востребованості виявленого баллістического потенціалу даної системи.

Виявлення баллістического резерва. В питанні про критерії оцінки баллістических можливостей артилерійських систем багато уваги приділив відомий баллістик проф. Горохов М.С.

В межах традиційного підходу до оцінки баллістических можливостей системи [1, 2] прийнято вважати, що найбільша швидкість досягається, коли η_0 дорівнює 1, тобто, згідно (4), коли $P(\lambda) = P_m$ на всьому шляху руху снаряду. Однак миттєво вийти в момент початку руху снаряду на рівень P_m , зберігаючи умову $P(\lambda) = P_m$ на всьому шляху снаряду і доводити дульне тиск до значення P_m проблематично і небезпечно. Крім того, часто трапляється так, що значення P_m не збігається з паспортним значенням допустимого експлуатаційного тиску порохових газів P_{lim} . В зв'язі з сказаним стає очевидним, що традиційний підхід, орієнтований на оцінку значення η_0 , не можна вважати прийнятним для практики.

В частині, проф. Горохову М.С. належить висновок про те, що за таких величин як η_0 і R_0 не можна судити про баллістическі якості системи.

В якості прикладу проведемо в межах звичайного підходу внутрібаллістический аналіз вистрелу з охотничього дробового ружя 12 калібру. Використаємо паспортні дані популярного «ИЖ-43» [3]. Патрон зарядимо відомим порохом «Сокол» [4] і дробом марки ОТ-6 при нормальній температурі.

Результати такого аналізу показують:

- використаний порох «Сокол» для даної ствольної системи є острым;
- значительная доля пороха не успевает сгореть в канале ствола и выбрасывается наружу вслед за дробовым снарядом, создавая эффект чрезмерного дульного пламени;
- максимальное давление пороховых газов (547 кг/см^2), дульная скорость снаряда (331 м/с) и дульное давление соответствуют паспорту на ружье, хотя значение P_m существенно ниже того значения, которое указано в паспорте как P_{lim} (рис. 1);
- значение величины η_0 , равное 0.17, является довольно низким.

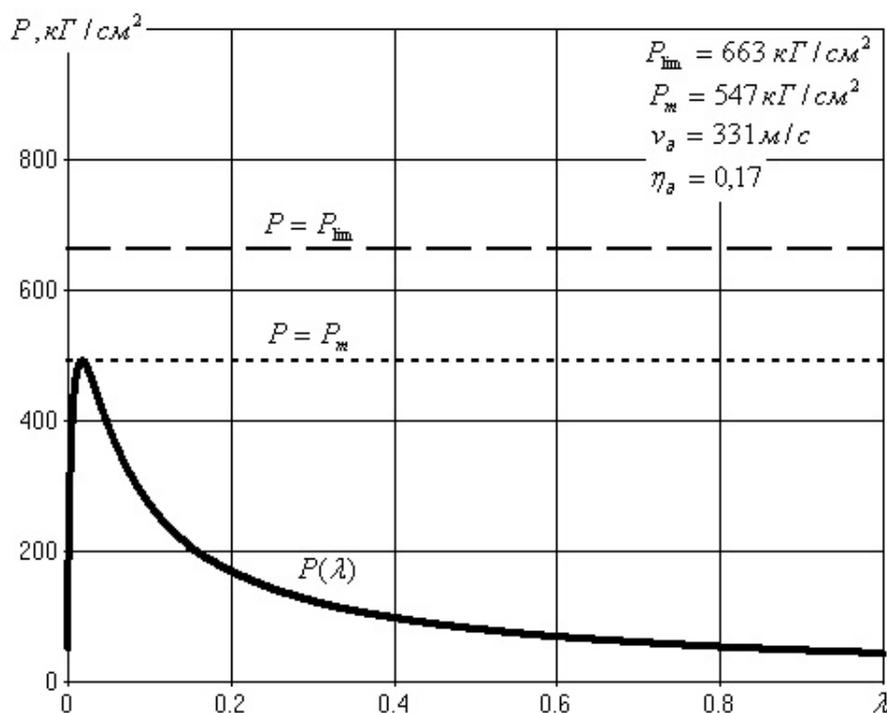


Рисунок 1 – Результати традиційного внутрібаллістического аналізу для охотничього ружя «ИЖ-43»

Все указывает на то, что система является недогруженной, и для увеличения скорости метания снаряда можно было бы увеличить массу пороха при снаряжении патрона. Однако, в связи с тем, что порох является острым, существенного увеличения массы порохового заряда допускать нельзя, поэтому величину η_{∂} таким путем заметно увеличить не удастся.

Количественная мера недогруженности в данном примере остается нераскрытой. Рис. 1 не дает возможности увидеть тот баллистический идеал, к которому следовало бы устремить систему.

Как видно из выражений (1) и (4), значение v_{∂} является результатом всей предыстории воздействия давления пороховых газов на снаряд при движении последнего в сторону дульного среза. Эта предыстория представлена функцией $P(\lambda)$.

Как для данной системы построить такую идеальную кривую $P_N(\lambda)$, которая обеспечивала бы наибольшее значение дульной скорости и, вместе с тем, отвечала бы требованию безопасности выстрела?

Известно, что толщина стенки ствола переменна в направлении движения снаряда [5]. Таким образом, в действительности локальное значение предела упругого сопротивления стенки ствола является величиной переменной и может быть представлено конкретным видом некоторой функции $\sigma(\lambda)$.

Очевидно, нельзя допускать, чтобы на некотором участке пути снаряда наступило событие, когда прочность стенки недостаточна, чтобы выдержать давление газов, – кривые $P(\lambda)$ и $\sigma(\lambda)$ в таком случае пересекутся. На этом участке ствол неминуемо будет раздут или разорван. Логично принять значение P_{lim} в качестве наибольшего из всех возможных максимальных значений давления пороховых газов при манипулировании параметрами метательного заряда. Следовательно, значение P_{lim} отвечает участку ствола, имеющему самые толстые стенки.

Учитывая вышесказанное, сформулируем требования к $P_N(\lambda)$.

1. Кривые $P_N(\lambda)$ и $\sigma(\lambda)$ не должны пересекаться:

$$(\sigma(\lambda) - P_N(\lambda)) \leq \varepsilon(\lambda), \quad 0 \leq \lambda \leq 1,$$

где $\varepsilon(\lambda)$ – принятый в процессе проектирования ствола запас прочности стенок последнего вдоль пути движения снаряда.

2. Кривая $P_N(\lambda)$ должна включать, по меньшей мере, четыре контролируемые точки:

$$\begin{aligned} \lambda = 0, \quad P_N(0) &= P_0; \\ \lambda = \lambda_m \leq \lambda_0, \quad P_N(\lambda_m) &= P_m \leq P_{\text{lim}}; \\ \lambda = \lambda_k \cong 0.8, \quad P_N(\lambda_k) &= P_k \leq 0.5 \cdot \sigma(\lambda_k); \\ \lambda = 1, \quad P_N(1) &= P_{\partial}. \end{aligned}$$

Здесь P_0 – давление форсирования, λ_0 – приведенное значение длины каморы.

3. Кривая $P_N(\lambda)$ должна быть гладкой.

Очевидно, величина

$$\Pi = \int_0^1 P_N(\lambda) d\lambda \quad (6)$$

является индикатором реального баллистического потенциала системы. Вычисление максимально возможного для исследуемой системы «ствол + снаряд» значения дульной скорости снаряда при безопасных для системы давлениях независимо от состава и конструкции метательного заряда можно произвести по формуле

$$v_{\Pi} = \sqrt{\frac{2 s l_{\partial} \Pi}{\varphi m}}. \quad (7)$$

Из формулы (7) следует, что при фиксированных конструктивных характеристиках системы s , l_0 и m ответственность за максимальную дульную скорость снаряда лежит именно на величине Π .

Как правило, потенциал Π системы востребован частично, какая-то его часть не востребована. Недостающая востребованность потенциала ($НВП$)

$$НВП = \left(1 - \frac{\int_0^1 P(\lambda) d\lambda}{\Pi}\right) \cdot 100, \% \quad (8)$$

является, по сути, баллистическим резервом ствольной системы, который, как раз, и заслуживает пристального внимания специалистов, поскольку его практическая реализация обеспечивает безопасное достижение наибольшей дульной скорости v_{Π} .

Известна процедура прочностного расчета ствола-моноблока при баллистическом проектировании ствольных систем [2]. Эта процедура содержит, в частности, такие шаги, как построение огибающей максимальных давлений на основе внутрибаллистических расчетов для различных начальных температур, построение кривой желаемых давлений с использованием рекомендованных значений $\varepsilon(\lambda)$ и, наконец, построение внешнего контура ствола.

При изготовлении стволов, прошедших через процедуру баллистического проектирования, нередко стенку ствола по ряду причин делают более прочной по сравнению с проектом. В числе таких причин могут быть, например, использование более прочной стали, недостаточная механическая прочность баллистически спроектированного ствола как элемента сложного комплекса динамически взаимодействующих подсистем, недостаточная точность внутрибаллистических расчетов на основе, например, известных таблиц ГАУ или применение «чужеродного» метательного заряда (переход на другую массу или марку пороха). Очевидно, в таких случаях возможно появление дополнительного баллистического резерва данной ствольной системы.

Попытаемся оценить баллистический резерв рассмотренного ранее охотничьего дробового ружья 12-го калибра. Допустим, что конструкция ствола дробового ружья близка к типичной [5] и что ствол изготовлен из стали 50А с пределом упругости 4500 кГ/см^2 .

Выполним процедуру прочностного расчета ствола-моноблока при баллистическом проектировании ствольных систем в обратном порядке. В качестве конечного шага построим огибающую максимальных давлений, но не на основе внутрибаллистических расчетов для различных начальных температур, а на основе заданных конструктивных характеристик ствола. Характеристики метательного заряда отложим пока в сторону.

Когда заданы внутренняя и наружная конфигурации ствола, а также предел упругости материала стенки, нетрудно определить линию предела упругого сопротивления ствола-моноблока $\sigma(\lambda)$. Если после этого учесть заданное распределение $\varepsilon(\lambda)$, то можно вычислить значения желаемых максимальных давлений в характерных точках пути снаряда [2]. При этом будет логичным принять за начало кривой желаемых давлений установленное заводом значение допускаемого эксплуатационного давления пороховых газов P_{lim} .

Таким образом, на диаграмме контролируемые точки идеальной кривой будут расположены не выше кривой желаемых давлений.

Результаты внутрибаллистического анализа для ружья «ИЖ-43» с учетом функций $\sigma(\lambda)$, $P_N(\lambda)$ и принятых допущений показаны на рис. 2.

Как видно, кривая идеального давления $P_N(\lambda)$ удовлетворяет всем сформулированным требованиям к ней. Оказывается, рассматриваемая ствольная система имеет значительный баллистический резерв в виде $НВП = 57\%$, практическая реализация которого в данном случае позволила бы достичь значения дульной скорости снаряда, равного 504 м/с , не повредив при этом материальную часть.

Такого важного вывода традиционный подход дать в принципе не может.

Использованные характеристики ствола и метательного заряда могут быть уточнены, но принципиальных изменений в получаемые результаты это не внесет.

Следует отметить, что положение идеальной кривой и значение дульной скорости v_{Π} не зависят от начальной температуры порохового заряда. Последняя лишь влияет на количественную оценку $НВП$. В связи с этим вычисленное значение $НВП$ желателен сопровождать указанием на начальную темпера-

туру, например, $HВП_{+15}$. При этом нужно сознавать, что применяемый в метательном заряде порох может характеризоваться отрицательным температурным градиентом скорости горения.

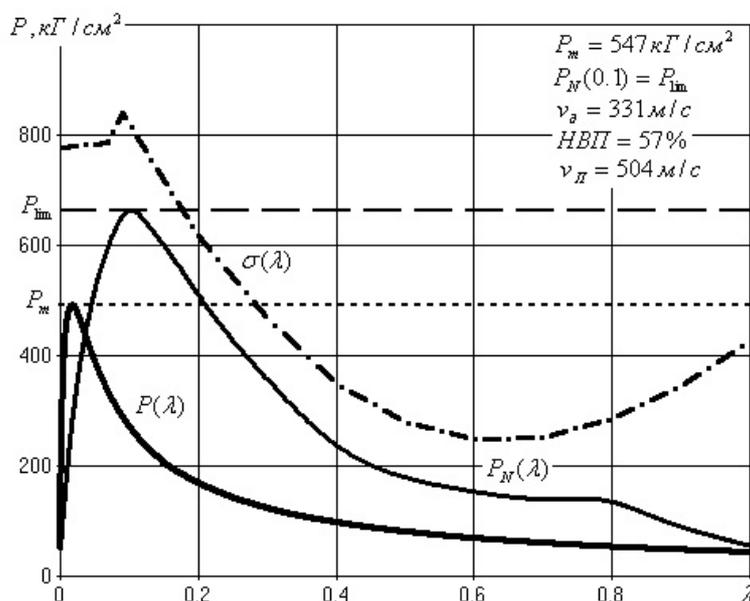


Рисунок 2 – Внутрибаллистический анализ для охотничьего ружья «ИЖ-43» в рамках предлагаемого метода

Следует также отметить, что предложенная процедура является универсальной и пригодна для любой ствольной системы, будь это гладкоствольная или нарезная, малокалиберная или крупнокалиберная, короткоствольная или длинноствольная система.

Модернизация метательного заряда. Практическая реализация выявленного баллистического резерва исследуемой ствольной системы возможна лишь на основе модернизации метательного заряда. Чаще всего это означает полную или частичную замену штатного порохового заряда такими пороховыми элементами, которые способствуют сближению кривых $P(\lambda)$ и $P_N(\lambda)$ (рис. 2) при соблюдении условия

$$P(\lambda) \leq P_N(\lambda), \quad 0 \leq \lambda \leq 1.$$

Как правило, штатные пороха не подходят на роль заменяющих пороховых элементов. Зачастую требуются нестандартные пороховые элементы, которые промышленностью не производятся. Это обусловлено тем, что процедура модернизации метательного заряда сопряжена с последовательным подбором компоновки заряда на основе манометрических проб и внутрибаллистических расчетов под индивидуальные особенности конкретной ствольной системы. При этом иногда требуются пороховые элементы с повышенным содержанием азота в нитроцеллюлозе, что вызывает серьезные затруднения при пластификации последней. Традиционные технологии производства порохов не приспособлены для изготовления оригинальных пороховых элементов.

Выход дает N&L-технология [6, 7], имеющая, по сравнению с традиционными технологиями, большее число рецептурно-технологических степеней свободы. Эта технология удачно вписывается в процедуру последовательного подбора при частичной или полной замене метательного заряда заданной ствольной системы. Каждый пороховой элемент, изготовленный на основе N&L-технологии, призван внести свой вклад в процесс приближения кривой $P(\lambda)$ к идеальной кривой $P_N(\lambda)$, поэтому все эти элементы имеют индивидуальные свойства, выраженные через массу ω , силу f , а также один из известных в баллистике законов скорости газообразования, например, закон в форме Шарбонье

$$\frac{d\Psi}{dt} = A(1 - \Psi)^\beta P^\nu.$$

Перечисленные индивидуальные свойства отдельных пороховых элементов определяются с помощью стандартных процедур манометрического анализа.

Существует широкий выбор возможных вариантов компоновки метательного заряда при частичном или полном замещении штатного пороха оригинальными пороховыми элементами. На рис. 3 и рис. 4 приведены возможные примеры частичного замещения штатного метательного заряда.

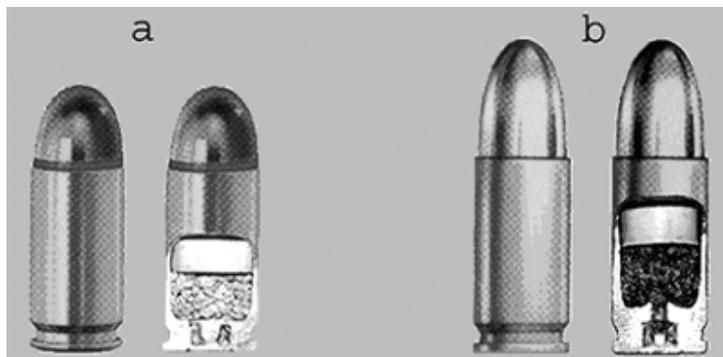


Рисунок 3 – Патрон 9x18мм MAKAROV (a) и патрон 9x19мм LUGER (b): штатный порох частично замещен одним пороховым N&L-элементом



Рисунок 4 – Патрон 30мм: штатный порох частично замещен несколькими различными пороховыми N&L-элементами

Конкретная компоновка метательного порохового заряда для выбранной ствольной системы определяется на основе внутриваллистических расчетов по принципу последовательного приближения кривой $P(\lambda)$ к идеальной для данной системы кривой $P_N(\lambda)$ с учетом индивидуальных свойств отдельных компонентов заряда.

Имеющийся опыт показывает, что N&L-технология может быть успешно осуществлена в условиях действующего порохового завода.

Выводы. Предложен метод выявления и практической реализации баллистического резерва ствольных систем огнестрельного метания. Метод содержит два этапа – выявление баллистического резерва заданной ствольной системы (этап 1) и модернизация метательного заряда (этап 2).

На примере гладкоствольного охотничьего ружья осуществлена процедура выявления баллистического резерва, показаны результативность и информативность метода.

С целью обеспечения практической реализации выявленного баллистического резерва системы рекомендовано модернизацию метательного порохового заряда производить путем использования пороховых элементов, изготовленных на основе N&L-технологии.

Предложенный метод не ограничен калибром или спецификой целевого назначения оружия и может быть применен к любой ствольной системе огнестрельного метания, исследуемой на предмет повышения баллистической эффективности.

Литература

1. Серебряков М.Е. Внутренняя баллистика ствольных систем и пороховых ракет. М.: Оборонгиз, 1962. 703 с.
2. Медведев Ю.И. Теория баллистического проектирования ствольных систем: Учебное пособие.– Томск: Изд-во Том. ун-та, 1992. 92 с.
3. Ружья двуствольные охотничьи ИЖ-43. Паспорт на рус., фр. и нем. яз. С-У. Зак.624. – М.: Внешторгиздат. Изд. № 1835СО. 16 с.
4. ГОСТ 22781-77. Порох охотничий бездымный «Сокол». – М.: Госстандарт СССР.

5. Трофимов В.Н. Охотничье оружие. Устройство, неисправности, уход: – М.: «Издательство Рученькина», Мн.: «Современное Слово», 1997. – 320 с.

6. Патент Российской Федерации на изобретение №2221763 МПК C06B 21/00 25/18 45/02 C06D 5/00 Способ изготовления непластифицированной нитроцеллюлозной основы консолидированного заряда и консолидированный метательный заряд на такой основе / Нелаев В.П., Легейда Г.А. Оpubл. 20.01.2004 Бюл. № 2.

7. Патент України на винахід №74558 МПК(2006) C06B 25/00 C06B 21/00 C06B 45/00 Спосіб виготовлення нитроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований металний заряд на такій основі / Нелаєв В.П., Леґейда Г.А. Оpubл. 16.01.2006. Бюл. № 1.

Bibliography (transliterated)

1. Serebrjakov M.E. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem i porohovyh raket. M.: Oborongiz, 1962. 703 p.

2. Medvedev Ju.I. Teorija ballisticheskogo proektirovanija stvol'nyh sistem: Uchebnoe posobie.– Tomsk: Izd-vo Tom. un-ta, 1992. 92 p.

3. Ruzh'ja dvustvol'nye ohotnich'i IZh-43. Pasport na rus., fr. i nem. jaz. S-U. Zak.624. – М.: Vneshtorgizdat. Izd. # 1835SO. 16 p.

4. GOST 22781-77. Poroh ohotnichij bezdymnyj «Sokol». – М.: Gosstandart SSSR.

5. Trofimov V.N. Ohotnich'e oruzhie. Ustrojstvo, neispravnosti, uhod: – М.: «Izdatel'stvo Ruchen'kina», Мн.: «Sovremennoe Slovo», 1997. – 320 p.

6. Patent Rossijskoj Federacii na izobretenie #2221763 МПК C06B 21 00 25 18 45 02 C06D 5 00 Spособ izgotovlenija neplastificirovannoj nitrocelljuloznoj osnovy konsolidirovannogo zarja-da i konsolidirovannyj metatel'nyj zarjad na takoj osnove Nelaev V.P., Legejda G.A. Opubl. 20.01.2004 Bjul. # 2.

7. Patent Ukraїni na vinahid #74558 МПК(2006) C06B 25 00 C06B 21 00 C06B 45 00 Sposib виготовлення нитроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований металний заряд на такій основі Nelaev V.P., Legejda G.A. Opubl. 16.01.2006. Bjul. # 1.

УДК 623.4:623.52

Нелаєв В.П.

МЕТОД ВИЯВЛЕННЯ І ПРАКТИЧНОЇ РЕАЛІЗАЦІЇ БАЛІСТИЧНОГО РЕЗЕРВУ СТВольНИХ СИСТЕМ ВОГНЕПАЛЬНОГО МЕТАННЯ У КОНТЕКСТІ ПРОБЛЕМИ РЕСУРСОЗБЕРЕЖЕННЯ

Запропоновано метод виявлення і практичної реалізації балістичного резерву ствольних систем вогнепального метання. На прикладі гладкоствольної мисливської рушниці показана ефективність методу. Запропонований метод не обмежений калібром або специфікою цільового призначення і може бути застосований до будь-якої ствольної системи вогнепального метання, балістична ефективність якої вивчається на предмет підвищення.

Nelayev Victor P

METHOD OF REVEALING AND PRACTICAL REALIZATION OF THE GUN BALLISTIC RESERVE IN THE CONTEXT OF THE RESOURCE-SPARE PROBLEM

The method of revealing and practical realization of the gun ballistic reserve is offered. On the example of smoothbore hunting gun effectiveness of the method is shown. The offered method is not restricted by a caliber or gun specific and can be applied to any gun, which ballistic efficiency is explored for the purpose of increase.

РЕЗУЛЬТАТЫ ПРОБНЫХ БАЛЛИСТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ МЕТАТЕЛЬНЫХ ЗАРЯДОВ, ИЗГОТОВЛЕННЫХ ПО N&L-ТЕХНОЛОГИИ, В ЗАВОДСКИХ УСЛОВИЯХ

Введение. Потенциал промышленного пороходелия в развитых странах мира является результатом длительного и напряженного творческого поиска, вложения несметных материальных и трудовых ресурсов, многочисленных проб и трагических ошибок, выпавших на долю многих поколений. Поэтому он воспринимается там не только как существенный элемент системы безопасности страны, но и как предмет национальной гордости и особых забот.

В орудийной практике доминируют пироксилиновые пороха. Их номенклатура весьма широка и призвана обеспечить все калибры – от пистолетных до корабельных.

Последние 25–30 лет специалисты озадачены проблемой необходимости значительного увеличения баллистической эффективности ствольных огнестрельных орудий. Как показывает анализ [1], одним из реальных путей достижения данной цели является внесение изменений в конструкцию метательного порохового заряда.

Парадокс состоит в том, что модернизация метательных пороховых зарядов на нынешнем этапе сдерживается жесткой привязкой потенциальных проектов к существующей номенклатуре порохов и консервативным восприятием установленных рецептурно-технологических норм производства – «святая святых» пороходелия. Однако, теперь уже очевидно, что решение проблемы невозможно без преодоления традиционных установок, – нужны новые пороха и новые технологические приемы их производства.

Вот яркий пример.

Известно, что сила пороха тем выше, чем больше содержание азота в пироксилине, из которого изготовлен порох.

Известно также и то, что с ростом содержания азота в нитроцеллюлозе ухудшается ее растворимость в спиртово-эфирной среде [3], а вместе с ней и технологичность изготовления пороха. Например, при содержании азота в пироксилине более 13.0% смесь спирта и эфира практически не может растворить нитроклетчатку. Таким образом, повышение кинетической энергии снаряда посредством получения пироксилиновых порохов с содержанием азота 13.0% и выше в рамках традиционных рецептурно-технологических установок является проблематичным.

Особенности N&L-технологии. Возникает вопрос, – нельзя ли изготовить порох из пироксилина с высоким содержанием азота без растворения нитроклетчатки в смеси спирта и эфира, например, путем сухого прессования? Оказалось, – можно.

Способ изготовления элементов метательного заряда для ствольного огнестрельного оружия непосредственно из непластифицированной нитроцеллюлозы авторы [4, 5] назвали N&L-технологией.

Вот как этот порох выглядит:



Рисунок 1 – Примеры пороховых элементов для охотничьего ружья 12 калибра и ПМ (9-мм), изготовленных по N&L-технологии

Как видно (рис. 1), пороховые элементы внешне похожи на брикеты овальной формы или таблетки, что послужило поводом для некоторых обозревателей назвать эти элементы таблеточным порохом. По-видимому, логично было бы назвать их N&L-порохом. Однако название не меняет специфиче-

скої суті цих порохових елементів, состоящей в том, что они открывают путь к созданию новых метательных зарядов широкого энергетического спектра, способных заметно повысить баллистическую эффективность различных ствольных систем.

Применять этот порох, как сказано в [1], следует путем частичной или полной замены штатного метательного заряда набором соответствующих таблеток. Даже одна таблетка может существенно сближить кривые $P(\lambda)$ и $P_N(\lambda)$ при соблюдении условия

$$P(\lambda) \leq P_N(\lambda), \quad 0 \leq \lambda \leq 1,$$

и это послужит заметному повышению баллистической эффективности системы.

Следует подчеркнуть, что N&L-технология предложена авторами не взамен традиционных технологий пороходелия, а в дополнение к ним на случай, когда, например, содержание азота в нитроклетчатке близко к 13 % или превышает это значение. Иными словами, N&L-технология рассматривается как расширение арсенала имеющихся средств и способов получения новых порохов и метательных зарядов.

Среди критериев оценки любого производства основными являются ресурсоемкость, безопасность и экологичность. Ресурсоемкость в случае выпуска одинаковой продукции в значительной мере определяется числом технологических операций, которые следует выполнить для изготовления единицы продукции. Это особенно актуально для так называемых опасных производств, к которым относится и производство пироксилинового пороха. Чем более опасно производство, тем выше его ресурсозатратность и тем дороже обходится единица продукции.

Как следует из [3,4], основными операциями N&L-технологии являются:

1. Удаление избытка влаги;
2. Измельчение;
3. Сушка;
4. Изготовление зарядов путем прессования;
5. Сушка;
6. Укупорка;
7. Физико-химические и баллистические испытания.

Дополнительными операциями могут быть введение добавок после измельчения и упрочнение поверхности зарядов после прессования.

Известно [5, 6], что традиционное производство пироксилиновых порохов состоит из следующих операций:

Таблица 1 – Типичные перечни технологических операций при производстве пироксилиновых порохов

№ п/п	Для винтовок	Для пушек
1	Обезвоживание пироксилина	Обезвоживание пироксилина
2	Смешение пироксилина с растворителем	Смешение пироксилина с растворителем
3	Прессование	Прессование
4	Предварительное провяливание	Предварительное провяливание
5	Резка	Резка
6	Второе провяливание	Второе провяливание
7	Сортировка (классификация)	Сортировка (классификация)
8	Вымочка	Вымочка
9	Сушка	Сушка
10	Флегматизация	Составление малых партий
11	Графитовка	Составление общих партий
12	Сортировка	Укупорка
13	Вторая сушка	Физико-химические и баллистические испытания
14	Смешивание малых и общих партий	
15	Укупорка	
16	Физико-химические и баллистические испытания	

Сокращение числа операций при использовании N&L-технологии очевидно. Предварительные оценки показывают удешевление производства на 20–40 %. Главное – в цикле N&L-технологии отсутствует надобность в широком использовании токсичных и легковоспламеняющихся растворителей-пластификаторов.

Баллистическое опробование N&L-пороха. Сравнительные испытания «таблеток» N&L-пороха и зарядов из обычных порохов проведено при нормальной температуре в заводских условиях по штатным методикам применительно к охотничьему ружью 12 калибра и пистолету Макарова (ПМ) калибра 9-мм. Для изготовления «таблеток» использован пироксилин, содержащий 12.8 % азота. Опытные патроны снаряжены по принципу полного замещения обычного метательного заряда одной «таблеткой» N&L-пороха (рис. 2). «Таблетки» не подвергались манометрическому анализу, поскольку задача подгонки заряда в контексте работы [1] не ставилась, интересной была баллистическая состоятельность табличных зарядов в принципе.

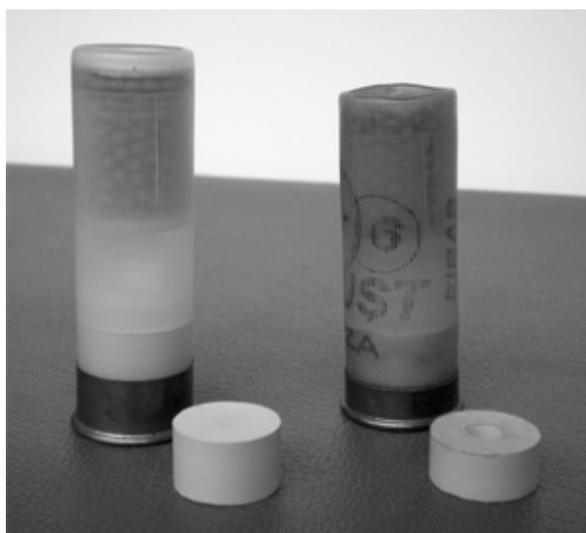


Рисунок 2 – Примеры снаряжения опытных патронов для гладкоствольного охотничьего ружья 12 калибра

Произведено 10 параллельных выстрелов с образцовыми патронами (Серия 1) и по 10 параллельных выстрелов с патронами, снаряженными «таблетками» двух модификаций (Серии 2 и 3).

Таблица 2 – Обобщенные результаты испытаний патронов 12 калибра

Показатели для 10 параллельных выстрелов	Образцовые патроны		Опытные патроны			
	Серия 1		Серия 2		Серия 3	
	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с
Средние значения	498	320	523	341	701	343
Поправка дня	–	–	+44	+9	+44	+9
Итоговый результат	498	320	567	350	745	352
Максимальные значения	533	329	669	356	822	358
Минимальные значения	455	316	510	342	633	343
Разность	78	13	159	14	189	15

Как видно из таблицы 2, в случае гладкоствольного ружья путем простой замены обычного пороха «Сокол» одной «таблеткой» N&L-пороха удалось повысить скорость дробового снаряда на 10%, сохранив остальные показатели выстрела в норме.

При стрельбе из ПМ (9-мм) в опытные патроны вместо штатного пороха П-125 помещалась одна «таблетка» N&L-пороха. Все процедуры снаряжения и испытания выполнялись по штатным заводским методикам. Как и в случае с гладкоствольным ружьем, стрельба произведена тремя сериями по 10 выстрелов каждая.

Таблица 3 – Обобщенные результаты испытаний патронов ПМ (9-мм)

Показатели для 10 параллельных выстрелов	Образцовые патроны		Опытные патроны			
	Серия 1		Серия 2		Серия 3	
	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с	P_m , кГ/см ²	v_{10} , м/с
Средние значения	944	305	1166	356	1147	355
Поправка дня	–	–	+86	+5	+86	+5
Итоговый результат	944	305	1252	361	1233	360
Максимальные значения	975	312	1339	371	1301	368
Минимальные значения	918	301	1132	345	1141	347
Разность	57	11	207	26	160	21

Для использованной партии образцовых патронов ПМ установлены следующие нормативы:

- среднее значение максимального давления 1030 кГ/см²;
- среднее значение скорости пули 310 м/с;
- разность по максимальному давлению не более 450 кГ/см²;
- разность по скорости пули не более 30 м/с.

Известно, что для пистолета Макарова значение P_m должно быть не выше предельного, равного 1400 кГ/см².

Из таблицы 3 следует, что «таблетка» позволила в случае нарезного ствола на примере ПМ повысить, по сравнению со штатным порохом П-125, значение скорости пули почти на 20 %. При этом такие характеристики выстрела как максимальное давление пороховых газов в стволе и воспроизводимость дульной скорости остались в рамках требований заводского чертежа.

О характере горения N&L-зарядов можно судить по Рис.3, на котором показаны частично сгоревшие N&L-заряды при последовательном изменении момента прерывания их горения в стволе ружья.

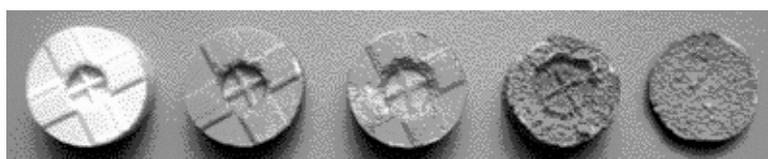


Рисунок 3 – Характер постепенного сгорания N&L-заряда

Как видно, таблетка в процессе горения не разваливается на фрагменты и показывает способность гореть параллельными слоями практически до самого конца. Рельеф рисунка со временем исчезает.

Выводы. Результаты пробных испытаний в заводских условиях на примере гладкоствольного охотничьего ружья 12 калибра и пистолета Макарова с нарезным стволом калибра 9-мм показывают баллистическое превосходство N&L-зарядов над традиционными зарядами – скорость метания снарядов значительно выше, а уровни давлений и разбросов в пределах допустимых установленными нормами значений.

Высокое содержание азота в пироксилине не является помехой для изготовления N&L-пороха.

При производстве N&L-пороха существенно сокращается число технологических операций, в результате чего следует ожидать снижения ресурсоемкости производства метательных зарядов. В част-

ности, исключается фаза пластификации нитроцеллюлозы – становятся ненужными мощные материальные потоки токсичных и легковоспламеняющихся растворителей и пластификаторов, без которых произвести обычные пороха невозможно, и использование которых делает традиционное производство пороха сложным, дорогим и опасным.

Открывается принципиальная возможность организовать массовое промышленное производство элементов метательного заряда по новому принципу, а именно – по принципу производства различных таблеток из порошков, как это делается, например, на фармацевтических предприятиях, что приближает производственный процесс к автоматизированным безлюдным технологиям на модульной основе.

Литература

1. Нелаев В.П. Метод выявления и практической реализации баллистического резерва ствольных систем огнестрельного метания в контексте проблемы ресурсосбережения. / Ж-л „Інтегровані технології та енергозбереження”.– №3.– 2010.
2. Серебряков М.Е. Внутренняя баллистика ствольных систем и пороховых ракет. М.: Оборонгиз, 1962. – 703 с.
3. Патент Российской Федерации на изобретение №2221763 МПК C06B 21/00 25/18 45/02 C06D 5/00 Способ изготовления непластифицированной нитроцеллюлозной основы консолидированного заряда и консолидированный метательный заряд на такой основе / Нелаев В.П., Легейда Г.А. Оpubл. 20.01.2004 Бюл. № 2.
4. Патент України на винахід №74558 МПК(2006) C06B 25/00 C06B 21/00 C06B 45/00 Спосіб виготовлення нітроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований металний заряд на такій основі / Нелаєв В.П., Легейда Г. А. Оpubл. 16.01.2006. Бюл. № 1.
5. Горст А.Г. Пороха и взрывчатые вещества. М.: «Машиностроение».– 1972.– 208 с.
6. Мар'їн В.К., Зеленский В.П., Орлов Б.М. и др. Пороха, твердые топлива и взрывчатые вещества. М.: МО СССР, 1975. 466 с.

Bibliography (transliterated)

1. Nelaev V.P. Metod vyjavlenija i prakticheskoj realizacii ballisticheskogo rezerva stvol'nyh sistem ognestrel'nogo metanija v kontekste problemy resursoberezenija. Zh-l „Integrovani tehnologii ta energoberezhennja”.– #3.– 2010.
2. Serebrjakov M.E. Vnutrennjaja ballistika stvol'nyh sistem i porohovyh raket. M.: Oborongiz, 1962. – 703 s.
3. Patent Rossijskoj Federacii na izobretenie #2221763 MPK C06B 21 00 25 18 45 02 C06D 5 00 Sposob izgotovlenija neplastificirovannoj nitrocelljuloznoj osnovy konsolidirovannogo zarjada i konsolidirovannyj metatel'nyj zarjad na takoj osnove Nelaev V.P., Legejda G.A. Opubl. 20.01.2004 Bjul. # 2.
4. Patent Ukraїni na vinahid #74558 MPK(2006) C06B 25 00 C06B 21 00 C06B 45 00 Sposib виготовлення нітроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований метал'ний заряд на такій основі Nelaev V.P., Legejda G. A. Opubl. 16.01.2006. Bjul. # 1.
5. Gorst A.G. Poroha i vzryvchatye veshhestva. M.: «Mashinostroenie».– 1972.– 208 p.
6. Mar'in V.K., Zelenskij V.P., Orlov B.M. i dr. Poroha, tverdye topliva i vzryvchatye veshhestva. M.: MO SSSR, 1975. 466 p.

УДК 623.4:623.52

Нелаєв В.П., Ляшев Ю.І.

РЕЗУЛЬТАТИ ПРОБНИХ БАЛІСТИЧНИХ ВИПРОБУВАНЬ МЕТАЛЬНИХ ЗАРЯДІВ, ВИГОТОВЛЕНИХ ПО N&L-ТЕХНОЛОГІИ, У ЗАВОДСЬКИХ УМОВАХ

Результати пробних випробувань в заводських умовах на прикладі гладкоствольної мисливської рушниці 12 калібру і пістолета Макарова з нарізним стволом калібру 9-мм показують балістичну перевагу N&L-зарядов над традиційними зарядами – швидкість метання снарядів значно вище, а рівні тиску і розкидів в межах допустимих встановленими нормами значень.

При виробництві N&L-пороха істотно скорочується число технологічних операцій, внаслідок чого слід чекати зниження ресурсоемкості виробництва металних зарядів. Зокрема, виключається фаза пластифікації нітроцелюлози – стають непотрібними великі матеріальні потоки токсичних і легкозайми-

стих розчинників і пластифікаторів, без яких произвести звичайні порохи неможливо, і використання яких робить традиційне виробництво пороху складним, дорогим і небезпечним.

Nelayev Victor P., Lyashev Yuriy I.

RESULTS OF TRIAL BALLISTIC TESTS OF THE PROPELLANT CHARGES MADE ACCORDING TO THE N&L-TECHNOLOGY, IN FACTORIES TERMS

Results of trial tests in factories terms on the example of a 12-caliber-shotgun and Makarov's pistol (9-mm) show ballistic superiority N&L-зарядов above traditional charges: muzzle velocity is considerably higher, and levels of pressures and variations are within the limits of values legitimated by the set norms.

At production of N&L-powder the number of technological operations grows short substantially; as a result the resource-consumption of propellant charges production declines. In particular, the phase of plasticization of nitrocellulose is eliminated. Powerful material streams of toxic and flammable solvents and plasticizers without which to make ordinary gunpowder is impossible, and the use of which does traditional production of gunpowder difficult, dear and dangerous, become unnecessary.

УДК 623.4:623.52

Нелаев В.П., Акуленко В.Л., Пепеляев И.А.

К ВОПРОСУ О СОЗДАНИИ КОММЕРЧЕСКОГО ВАРИАНТА БОЕПРИПАСА С ПРИМЕНЕНИЕМ N&L-ТЕХНОЛОГИИ

Введение. В настоящее время повышенный интерес вызывает возможная перспектива создания коммерческого варианта артиллерийского выстрела с улучшенными характеристиками. Придание снаряду повышенной скорости влечет за собой дальнобойность, повышение пробивной мощи и сокращение времени подлета к цели. Теоретические и общефизические предпосылки для этого имеются. Практическое получение положительных результатов в данном случае послужило бы хорошим поводом для расширения сферы применения нетрадиционного подхода к усовершенствованию боеприпасов для различных отечественных и зарубежных ствольных систем.

Необходимым шагом на пути создания N&L-варианта артиллерийского выстрела с улучшенными характеристиками является организация N&L-лаборатории на временной или постоянной основе с целью изготовления, испытания и презентации, пороховых N&L -зарядов к популярным в мире калибрам ствольного оружия, таким, например, как 9-мм, 30·06, 30-мм.

Применительно к калибрам, не превышающим 30-мм, возможен вариант постановки дела, требующий на начальном этапе скромного обеспечения в части помещения, оборудования, приборов и кадров.

Один из таких вариантов, позволяющий выполнить все технологические и расчетно-аналитические операции согласно [1,2,3], выглядит следующим образом.

Структура N&L –лаборатории

1. Технологический сектор.

Назначение: Изготовление N&L -зарядов.

Основные виды выполняемых операций:

- Физико-механическая переработка влажного пироксилина.
- Сушка пироксилиновых смесей.
- Прессование дозированных количеств пироксилиновых смесей.
- Увлажнение поверхности N&L -зарядов летучими растворами.
- Сушка N&L -зарядов.
- Хранение пироксилиновых смесей, порохов и N&L -зарядов.

Помещение: 25-30м², вода, канализация, принудительная вентиляция, электропитание 5 кВт.

2. Манометрический сектор.

Назначение: Манометрический анализ порохов и N&L -зарядов.

Основные виды выполняемых операций:

- Проведение опытов в манометрической бомбе.
- Оформление протоколов.

Помещение: 10–15 м², бронекабина, вода, канализация, принудительная вентиляция, электропитание 5 кВт.

3. Сектор огневых испытаний.

Назначение: Огневые испытания N&L -зарядов.

Основные виды выполняемых операций:

- Разборка боеприпасов.
- Сборка боеприпасов.
- Проведение огневых испытаний боеприпасов.

Помещение: тип закрытой директрисы (5мх35м), пулеприемник, принудительная вентиляция, электропитание 5 кВт.

4. Расчетно-аналитический сектор.

Назначение: Расчетный анализ баллистических свойств метательных зарядов.

Основные виды выполняемых операций:

- Расчетно-аналитические работы на компьютере.
- Создание документов.

Помещение: тип офиса, 15–20 м², электропитание 3 кВт.

Временный вариант N&L-лаборатории допускает аренду специализированной комнаты для работ технологического цикла, а выполнение других работ – на основе размещения заказов на специализированных предприятиях по системе хозяйственных договоров.

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ**Необходимые материалы**

№ п/п	Наименование материала (сырья, изделия)	Количество (объем)	Цена, у.е.
1	Нитроцеллюлоза (%N=13.0±0.1)	100 кг	500
2	Нитроцеллюлоза (%N=13.5±0.1)	100 кг	500
3	Дифениламин	5 кг	50
4	Спирт этиловый технический	20 л	20
5	Ацетон	10 л	20
6	Дымный ружейный порох (ДРП-3)	3 кг	5
7	Запальная проволока	100 м	5
8	Вода дистиллированная	10 л	2
9	Марля	30 м	10
10	Резиновые перчатки (анатомические)	4 пары	10
11	Респиратор	2 шт.	10
12	Комплект спецодежды (халат, берет, тапочки, полот.)	4 шт.	200
13	Защитные очки	4 шт.	20
14	Гильзовое масло	0.1 л	3
15	Дакроновый наполнитель	10 кг	10
16	Крешер медный	1000 шт.	1000
17	Системопробные патроны	1000 шт.	25000
18	Штатный порох	100 кг	1000
	Всего:	–	28365

Необходимые приборы

№п/п	Наименование прибора	Количество	Цена, у.е.
1	Закрытая камера (манометрическая бомба): объем 200 см ³ , максимальное давление 3500 кг/см ²	1	1 000

Необходимое оборудование

№ п/п	Наименование оборудования	Количество	Цена, у.е.
1	Комплект пресс-форм	1	1 000
2	Штангенциркуль	1	5
3	Тара (банка) оцинкованная герметичная 10 л	5	50
4	Мензурка 0.5 л	1	3
5	Стакан мерный 1 л	2	2
6	Ведро эмалированное	3	30
7	Пульверизатор бытовой	1	5
8	Кювета из цветного металла 0.5–1 л	5	75
9	Сейф несгораемый 0.4–0.5 м ³ с шифрозамком	1	250
10	Термо-вентилятор бытовой	1	50
11	Весы аптечные	1	10
12	Воронка	1	5
13	Сушильный шкаф лабораторный (до +150 °С)	1	250
14	Морозильная камера лабораторная (до - 50 °С)	1	350
15	Термометр (от -50 до +100 °С)	2	30
16	Термостат портативный	1	200
	Всего:	–	2310

Персонал (состав команды)

№ п/п	Статус	Месячный оклад, у.е.
1	Главный конструктор	500
2	Заместитель гл. конструктора по технологии	400
3	Заместитель гл. конструктора по испытаниям	400
4	Техник-оператор	350
5	Мастер-аппаратчик	300
6	Аппаратчики (2 чел.)	250
	Всего:	2450

Программа работ

- a). Подготовка договорных документов о взаимоотношениях, об аренде помещений и оборудования, о найме работников, купле-продаже материалов и услуг, других документов. Выявление баллистического резерва ствольной системы.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора.
Срок – 2 недели.
- b). Изготовление рабочих эскизов манометрической бомбы.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- c). Изготовление рабочих эскизов пресс-формы.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- d). Оформление допусков, пропусков, проведение инструктажей.
Исполнители – весь состав команды.
Срок – 1 неделя.
- e). Организация N&L -лаборатории:
– изыскание, приобретение, установка, настройка оборудования и приборов;
– изыскание и приобретение материалов;
– освоение помещений, обустройство секторов и рабочих мест.
Исполнители – весь состав команды.
Срок – 4 недели.
- f). Переработка пироксилинов в нитроцеллюлозную основу для N&L -зарядов.
Исполнители – Весь состав команды.
Срок – 2 недели.
- g). Изготовление пробных образцов N&L -зарядов из рабочих порошков.
Место исполнения – Технологический сектор.
Исполнители – Весь состав команды.
Срок – 2 недели.
- h). Выполнение опытов в манометрической бомбе с пробными образцами N&L -зарядов с целью выявления основных характеристик N&L -зарядов для последующего компьютерного анализа баллистики ствольного оружия. Представляются протоколы опытов.
Методика имеется.
Место исполнения – Манометрический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора и техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- i). Вычисление основных баллистических и кинетических характеристик пробных образцов N&L -зарядов.
Вычислительная программа имеется.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- j). Внутрибаллистические расчеты для случая использования пробных N&L -зарядов.
Вычислительная программа имеется.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- k). Стрельба заводскими патронами из ствольного оружия назначенной модели с целью определения реальной баллистики штатных зарядов при снаряжении в условиях завода. Представляются протоколы стрельб.
Место исполнения – Сектор огневых испытаний.
Исполнители – Зам. гл. конструктора, техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- l). Снаряжение (и сборка) штатных патронов назначенной модели ствольного оружия в лабораторных условиях.
Место исполнения – Технологический сектор.
Исполнители – Зам. гл. конструктора, техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- m). Стрельба штатными патронами из ствольного оружия назначенной модели с целью определения реальной баллистики штатных зарядов при снаряжении в лабораторных условиях. Представляются протоколы стрельб.

- Место исполнения – Сектор огневых испытаний.
Исполнители – Зам. гл. конструктора, техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- n). Снаряжение (и сборка) патронов назначенной модели ствольного оружия пробными образцами N&L-зарядов.
Место исполнения – Технологический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора, техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- o). Стрельба пробными образцами N&L-зарядов из ствольного оружия назначенной модели. Представляются протоколы стрельб.
Место исполнения – Сектор огневых испытаний.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора и техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- p). Анализ результатов произведенных стрельб. Выработка решений по коррекции конструкции N&L-заряда.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора.
Срок – 1 неделя.
- q). Изготовление контрольных образцов N&L-зарядов из нитроцеллюлозной основы.
Место исполнения – Технологический сектор.
Исполнители – Весь состав команды.
Срок – 2 недели.
- r). Выполнение опытов в манометрической бомбе с контрольными образцами N&L-зарядов с целью выявления основных характеристик контрольных образцов N&L-зарядов для последующего компьютерного анализа баллистики ствольного оружия. Представляются протоколы опытов.
Методика имеется.
Место исполнения – Манометрический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора и техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- s). Вычисление основных баллистических и кинетических характеристик контрольных образцов N&L-зарядов.
Вычислительная программа имеется.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- t). Внутрибаллистические расчеты для случая использования контрольных образцов N&L-зарядов.
Вычислительная программа имеется.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор.
Срок – 1 неделя.
- u). Снаряжение и сборка патронов контрольными образцами N&L-зарядов.
Место исполнения – Технологический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора, техник-оператор.
Срок – 1 неделя.
- v). Стрельба контрольными образцами N&L-зарядов при трех значениях начальной температуры. Представляются протоколы стрельб.
Место исполнения – Сектор огневых испытаний.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора и техник-оператор.
Срок – 2 недели.
- w). Анализ результатов выполненных работ. Создание отчета о выполненных работах. Представление выводов и рекомендаций по конструкции N&L-заряда применительно к назначенной модели ствольного оружия.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора.
Срок – 2 недели.
- x). Обсуждение возможной перспективы развития программы совместных действий, имеющих целью продвижение N&L-технологии на рынок. Создание совместных документов.
Место исполнения – Расчетно-аналитический сектор.
Исполнители – Гл. конструктор, Зам. гл. конструктора.
Срок – 1 неделя.

Примерный план-график проведения работ

№ недели	Пункты программы работ																									
	a	b	c	d	e	f	g	h	i	j	k	l	m	n	o	p	q	r	s	t	u	v	w	x		
1	+																									
2	+																									
3		+	+																							
4				+	+																					
5					+																					
6					+																					
7					+																					
8						+																				
9						+																				
10							+																			
11							+																			
12								+			+															
13									+			+														
14										+			+													
15											+			+												
16															+											
17																+	+									
18																	+	+								
19																		+								
20																			+							
21																				+	+					
22																							+			
23																								+		
24																									+	
25																									+	
26																										+

Примерная смета расходов

№ п/п	Статья расходов	Затраты, у. е.
1	Аренда: помещений	1 000
2	оборудования	1 000
3	Приобретение: нитроцеллюлозы	500
4	крешеров	1 000
	штатного пороха	1 000
5	Оплата услуг: изготовление пресс-формы	1 000
6	изготовление маном. бомбы	1 000
7	проведение хим. анализов	500
8	проведение опытов на МБ	1 000
9	проведение стрельб	2 500
10	осуществление перевозок	1 000
11	предоставление изделий	25 000
12	Выплаты заработной платы персоналу	13 500
13	Оплата налогов	7 500
14	Накладные расходы	10 000
	ИТОГО:	67 500
15	Непредвиденные расходы	12 500
	ВСЕГО:	80 000

Примечание:

Указанные цены в связи с недостаточностью информации имеют ориентировочный характер, продиктованы предварительным опытом, и могут быть в дальнейшем откорректированы.

Выводы. В целях создания практических предпосылок для модернизации и опробования новых отечественных боеприпасов на современной, не имеющей аналогов, методологической основе предложена структура опытной научной лаборатории, даны оценочные сведения о требуемых кадровых, материальных и финансовых ресурсах, план-график проведения опытно-поисковых работ по созданию метательного порохового заряда нового качества.

Согласно приведенным оценкам, для создания образца коммерческого варианта боеприпаса калибра не более 30-мм с элементами N&L-технологии по схеме временной N&L-лаборатории потребуется примерно 80 тыс. у.е., 26 недель (6 месяцев) времени, команда специалистов из 7 человек, надежные договорные отношения со специализированными предприятиями.

Литература

1. Нелаев В.П. Метод выявления и практической реализации баллистического резерва ствольных систем огнестрельного метания в контексте проблемы ресурсосбережения. / Ж-л „Інтегровані технології та енергозбереження”, №3, 2010.

2. Патент Российской Федерации на изобретение №2221763 МПК C06B 21/00 25/18 45/02 C06D 5/00 Способ изготовления непластифицированной нитроцеллюлозной основы консолидированного заряда и консолидированный метательный заряд на такой основе / Нелаев В.П., Легейда Г.А. Опубл. 20.01.2004 Бюл. № 2.

3. Патент України на винахід №74558 МПК(2006) C06B 25/00 C06B 21/00 C06B 45/00 Спосіб виготовлення нітроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований металний заряд на такій основі / Нелаєв В.П., Легейда Г. А. Опубл. 16.01.2006. Бюл. № 1.

Bibliography (transliterated)

1. Nelaev V.P. Metod vyjavlenija i prakticheskoy realizacii ballisticheskogo rezerva stvol'nyh sistem ognestrel'nogo metanija v kontekste problemy resursosberezhenija. Zh-l „Integrovani tehnologii ta energozberezhenija”, #3, 2010.

2. Patent Rossijskoj Federacii na izobrenenie #2221763 MPK C06B 21 00 25 18 45 02 C06D 5 00 Sposob izgotovlenija neplastificirovannoj nitrocelljuloznoj osnovy konsolidirovannogo zarjada i konsolidirovannyj metal'nyj zarjad na takoj osnove Nelaev V.P., Legejda G.A. Opubl. 20.01.2004 Bjul. # 2.

3. Patent Ukraїni na vinahid #74558 MPK(2006) C06B 25 00 C06B 21 00 C06B 45 00 Sposib виготовлення нітроцелюлозної основи консолидованих зарядів і консолидований метал'ний заряд на такій основі Nelaev V.P., Legejda G. A. Opubl. 16.01.2006. Bjul. # 1

УДК 623.4:623.52

Нелаєв В.П., Акуленко В.Л., Пепеляєв І.О.

ДО ПИТАННЯ ПРО СТВОРЕННЯ КОМЕРЦІЙНОГО ВАРІАНТУ БОЄПРИПАСУ З ЗАСТОСУВАННЯМ N&L-ТЕХНОЛОГІЇ

В цілях створення практичних передумов для модернізації і випробування нових вітчизняних боеприпасів на сучасній методологічній основі, що не має аналогів, запропонована структура експериментальної наукової лабораторії, дані оцінні відомості про необхідні кадрові, матеріальні і фінансові ресурси, план-графік проведення експериментально-пошукових робіт із створення металних порохових зарядів нової якості.

Згідно приведеним оцінкам, для створення зразка комерційного варіанту боеприпасу калібру не більше 30-мм з елементами N&L-технології по схемі тимчасової N&L-лабораторії буде потрібно приблизно 80 тис. у.е., 26 тижнів (6 місяців) часу, команда фахівців з 7 чоловік, надійні договірні відносини із спеціалізованими підприємствами.

Nelayev Victor P., Akulenko Vitaliy L., Pepelyaev Ivan A.

TO THE QUESTION ABOUT CREATION OF COMMERCIAL VARIANT AMMUNITION WITH APPLICATION OF N&L-TECHNOLOGY

For creation of practical pre-conditions for modernization and test of new native ammunition on modern methodological basis that does not have analogues, structure of experimental scientific laboratory is offered, and estimate information about necessary personnel, material and financial resources, plan-graph of conducting of experimentally-searching works for creation of propellant charges of new qualities is presented.

In obedience to the resulted estimations, for creation of commercial variant ammunition example of caliber less than 30-мм with elements N&L-technology on the chart of temporal N&L-laboratory it will be needed approximately 80 thousands USD, 26 weeks (6 months) time, command of specialists on 7 persons, reliable agreement relations with the specialized enterprises.

УДК 662.351:66.099.2

Лукашев В.К., Шаров Б.И., Старикова Т.Н., Онда В.И.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА УТИЛИЗАЦИИ УСТАРЕВШИХ ПОРОХОВ ЛАКОВЫМ СПОСОБОМ

В Украине имеется большое количество боеприпасов с истекшими гарантийными сроками хранения, морально и физически устаревших. Эти боеприпасы угрожают техногенной катастрофой и должны быть ликвидированы. Однако обычное уничтожение путем взрыва или сжигания негативно влияет на окружающую среду и экономически нецелесообразно. Решением данной проблемы является утилизация боеприпасов. Настоящая работа посвящена утилизации одной из составных частей боеприпаса – порохового заряда.

Пороха из устаревших боеприпасов по комплексу свойств являются высококачественным сырьем для пороходелия. Кроме того, они могут использоваться в качестве сырья в других сферах народного хозяйства.

К настоящему времени сложились четыре направления утилизации порохов из устаревших боеприпасов: изготовление промышленных взрывчатых веществ; переработка в лакокрасочные материалы; переработка в современные пороха. Последнее направление представляет наибольший интерес [1].

Одной из технологий изготовления новых порохов из устаревших является технология, связанная с их измельчением, пластификацией и дальнейшей переработкой по существующему прессовому способу. Однако такая технология трудоемка и опасна, характеризуется большим количеством операций.

В производстве порохов для стрелкового оружия альтернативой ей является лаковая технология.

В настоящее время производители лаковых порохов испытывают существенные трудности с сырьевым обеспечением производств, в то же время переработка порохов с истекшими сроками хранения позволяет создавать конкурентоспособные лаковые пороха отечественного производства.

Лаковая технология заключается в растворении утилизируемых порохов с соответствующей корректировкой полученного лака, диспергировании лака в водной среде, отверждении дисперсной фазы образовавшейся эмульсии, отделении от дисперсной среды и сушке полученных пороховых гранул.

Лаковая технология имеет существенные преимущества [2], а именно:

- простота аппаратного оформления;
- менее продолжительный технологический цикл изготовления и, соответственно, меньшая себестоимость и трудоемкость производства;
- относительно меньшая опасность производства за счет проведения основных технологических операций в водной среде;
- более высокая насыпная плотность лаковых порохов, что обеспечивает большую массу заряда;
- хорошая сыпучесть лаковых порохов способствует обеспечению высокой точности объемного дозирования при снаряжении патронов.

Диспергирование лака при использовании лаковой технологии может осуществляться двумя способами: с помощью перемешивающего устройства (мешалки) и экструзии лака через матричную решетку с резкой получаемого профиля.

На основе второго метода была создана установка, позволяющая изготавливать пороха для гладкоствольного охотничьего и короткоствольного оружия [3]. В настоящее время стоит задача получения пороха для длинноствольного нарезного оружия. Такие пороха должны иметь заданный размер и высокую плотность.

При проведении экспериментальных исследований процесса получения пороха указанных характеристик лак готовили в обогреваемом смесителе из утилизируемого пороха, представляющего собой предварительно подробленный трубчатый пироксилиновый порох марки 15/1тр ВА. В качестве растворителя использовали этилацетат. Одновременно с приготовлением лака в отдельном смесителе готовили дисперсионную среду. Для этого в смеситель заливали воду и в ней в заданном количестве растворяли эмульгаторы и неорганическую соль.

Приготовленные лак и дисперсионную среду подавали в грануляционный блок, где лак продавливался (экструдировался) через матрицу в дисперсионную среду. При продавливании лака через отверстия матрицы одновременно происходило его срезание с помощью режущего устройства. Образующиеся частицы вместе с дисперсионной средой выводились из блока грануляции и собирались в реакторе-испарителе. В реакторе-испарителе в результате нагрева полученной эмульсии происходила отгонка этилацетата, сопровождающаяся переходом его из частиц лака в дисперсионную среду. Частицы лака отверждались и приобретали определенную форму.

После отгонки растворителя гранулы с помощью центрифуги отделяли от дисперсионной среды, промывали и сушили. Затем порошок проходил обработку в графитовальном барабане, досушивался до кондиционной влажности в сушилке с кипящим слое, а далее направлялся на классификацию для отделения товарной фракции.

В ходе экспериментальных исследований определили влияние параметров технологического процесса на форму, размер и плотность гранул.

На рис. 1 приведены графики зависимости размера гранул, а также их плотности от концентрации лака.

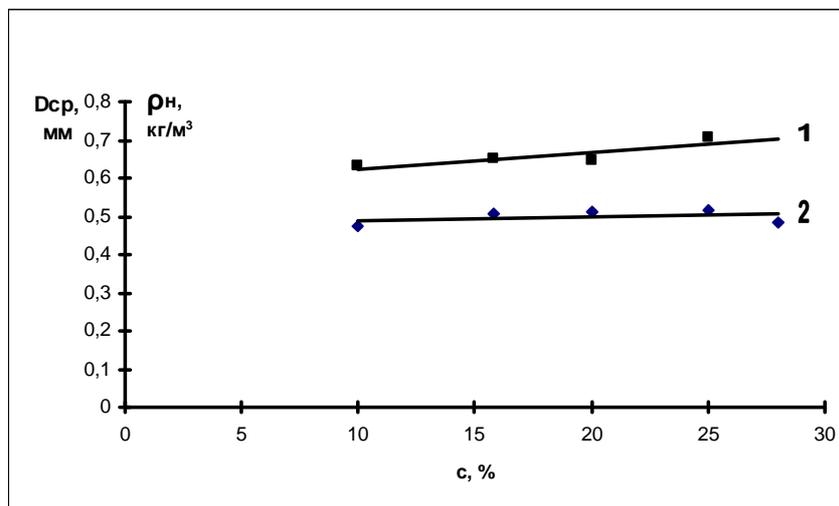


Рисунок 1 – Влияние концентрации лака на насыпную плотность (1) и средний размер гранул (2)

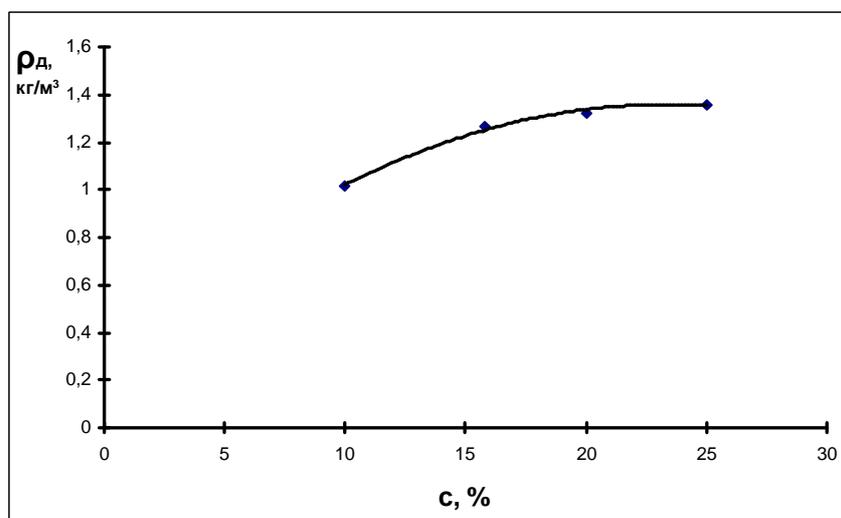


Рисунок 2 – Влияние концентрации лака на действительную плотность пороха

Анализ представленных зависимостей показывает, что размер гранул практически не зависят от концентрации лака (рис. 1, кривая 1). Увеличение концентрации лака от 10 до 25 % приводит к увеличению плотности (с 0,632 до 0,705 г/см³) (рис. 1, кривая 2). При значении концентрации 28 % насыпная плотность гранул резко снижается до 0,519 г/см³, что объясняется их нерегулярной формой (см. ниже рис. 3в).

На рис. 3 показаны микрофотографии готовых гранул, полученных при различных значениях концентрации лака.

При пониженной концентрации лака (c = 10 %) образуются гранулы, близкие к сферической форме, с увеличением концентрации (c = 20 %) форма гранул становится дискообразной. С увеличением концентрации лака до 28 % гранулы имеют нерегулярную форму. Такое изменение формы гранул можно объяснить условиями их формирования. При низкой концентрации лак находится в вязкотекучем со-

стоянии и силы поверхностного натяжения при образовании частиц лака преобладают над силами внутреннего трения и инерционными силами потока дисперсионной среды, что является причиной шарообразной формы гранул.

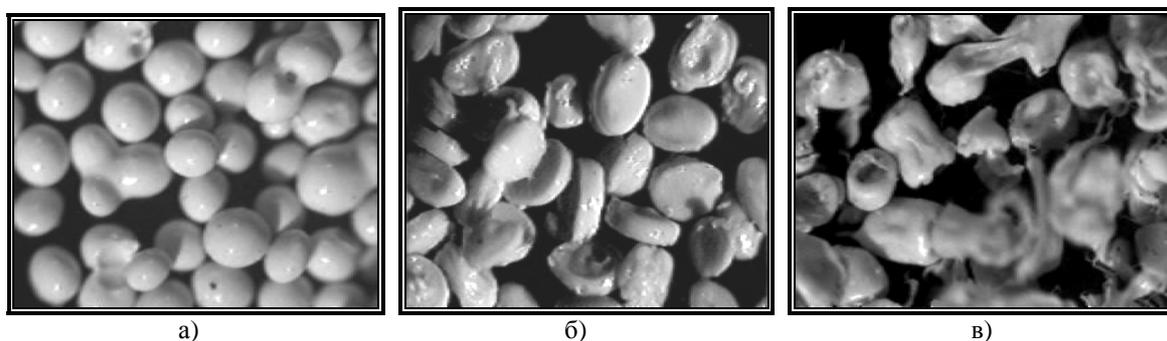


Рисунок 3 – Изменение формы гранул при различных значениях концентрации лака:
а) $c = 10\%$; б) $c = 20\%$; в) $c = 28\%$

При повышенной концентрации лак переходит в пластичное состояние, при котором определяющее значение имеют силы внутреннего трения и экструдированный лак сохраняет профиль отверстия. В результате срезания этого профиля образуются дискообразные гранулы. Толщина таких гранул зависит от соотношения скоростей выхода лака из отверстия матрицы и скорости вращения ножа режущего устройства. При определенном их соотношении могут быть получены гранулы цилиндрической формы. Повышение концентрации до 28% вязкость лака увеличивается, что затрудняет его экструзию и резку, лак частично намазывается на решетку.

На рис. 4 представлены зависимости среднего размера гранул и насыпной плотности от диаметра отверстий матрицы.

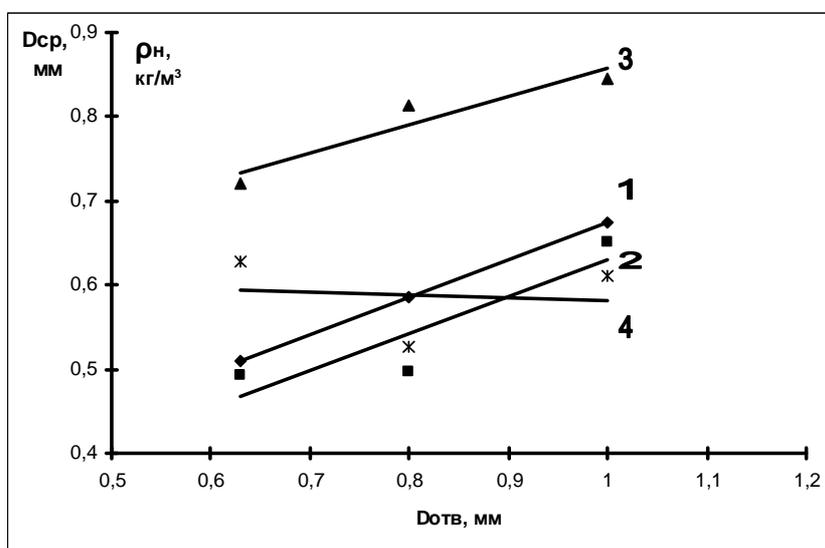


Рисунок 4 – Влияние диаметра матрицы на характеристики готовых гранул:
1 – средний размер гранул при $c = 20\%$; 2 – средний размер гранул при $c = 25\%$;
3 – насыпная плотность при $c = 20\%$; 4 – насыпная плотность при $c = 28\%$

Из анализа представленных зависимостей видно, что с увеличением диаметра отверстий матрицы средний размер гранул растет, причем его значение несколько больше при концентрации лака 20% (рис. 4, кривая 1), чем при 25% (рис. 4, кривая 2). Насыпная плотность пороха, получаемого из лака концентрации 20%, также повышается с увеличением диаметра отверстий матрицы (рис. 4, кривая 3). Четкой зависимости этой величины при концентрации 28% установить не удалось из-за значительного разброса экспериментальных данных, но в целом значение насыпной плотности ниже, чем в предыдущем случае (рис. 4, кривая 4).

Форма гранул при збільшенні діаметра отвору матриці від 0,63 мм до 0,8 мм практично не змінюється, при переході до діаметру отвору 1,0 мм гранули трохи подовжуються (рис. 5).



Рисунок 5 – Зміна форми гранул при різних діаметрах отвору матриці

В результаті експериментальних досліджень було встановлено, що форма гранул змінюється в залежності від розміру фракції отриманого порошку. З допомогою ситового аналізу було проведено розділення готових гранул по фракціям, мікрофотографії яких представлені на рис. 6.

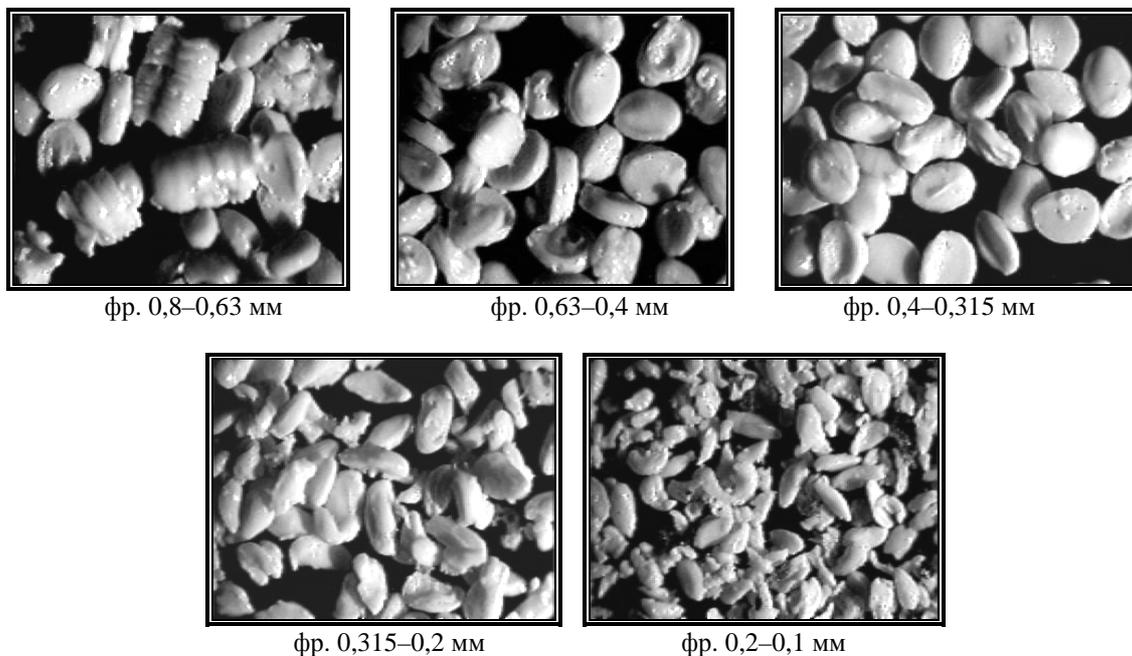


Рисунок 6 – Вплив розміру фракції на форму гранул

Найбільш стійку і правильну форму мають гранули в інтервалі розмірів від 0,63 мм до 0,315 мм. В фракції від 0,8 мм до 0,63 мм в основному переважають нез'єднані дископодібні гранули і їх агрегати. Фракції 0,315–0,2 мм і 0,2–0,1 мм представляють собою обломки гранул, во другій фракції більш дрібні, ніж в першій.

Введення неорганічної солі (сернокислого натрію) сприяє обезживанню гранул, а, відповідно, впливає на щільність і розмір гранул (рис. 7). З збільшенням концентрації солі в дисперсійній середі ці характеристики спочатку ростуть, досягаючи максимального значення при наближенні до концентрації солі 1 %, потім починають зменшуватися. Вплив концентрації солі на форму гранул не виявлено.

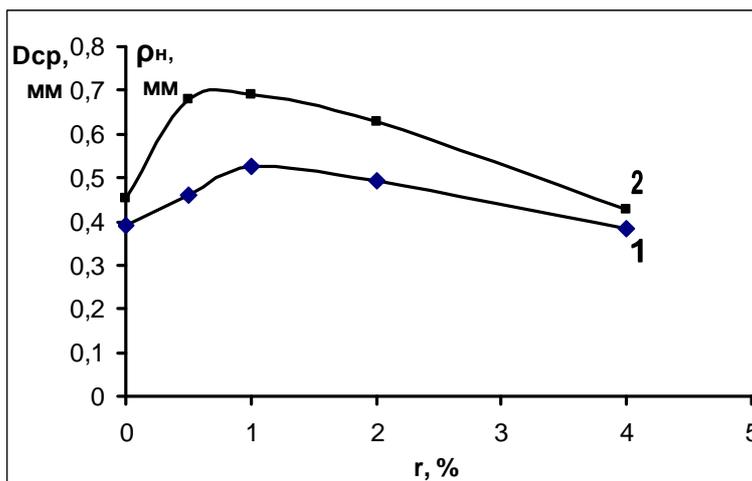


Рисунок 7 – Влияние концентрации соли на средний размер гранул (кривая 1) и насыпную плотность (кривая 2)

Исследования показали, что модуль эмульсии (массовое соотношение дисперсионной среды к лаку) и температура дисперсионной среды практически не влияют на размер гранул и на их насыпную плотность.

Таким образом, установлено, что основное влияние на характеристики пороховых гранул при экструзионном способе гранулирования оказывает концентрация лака, диаметр отверстия матрицы и концентрация соли в дисперсионной среде. Варьируя этими параметрами можно получить гранулы с заданными характеристиками. Наибольшая плотность гранул достигается при концентрации лака равной 20 %, диаметром отверстий матрицы 1,0 мм, концентрации соли в дисперсионной среде равной 1 %.

Литература

1. Корсаков А.Г. Исследование и разработка технологических процессов утилизации пироксилиновых порохов с целью получения народнохозяйственной продукции // Комплексная утилизация обычных видов боеприпасов: I Российская науч.-техн.конф., Красноармейск, 7-8 июня 1995. – Сб. докл. – М.:ЦНИИИИТИКПК, 1995. – С. 120–127.
2. Староверов А.А., Староверов В.А., Хайруллина Г.М., Абдулкаюмова С.М. Утилизация устаревших порохов по эмульсионной технологии // Комплексная утилизация обычных видов боеприпасов: VI Международная науч.-техн. конф., Красноармейск, 21–23 сентября 2005. – Сб. докл. – М.:Издательский дом «Оружие и технологии», 2005. – С. 160–165.
3. Шаров Б.И., Лукашев В.К., Исаев Е.Н., Кауфман Н.В. Организация производства порохов для стрелкового оружия // Артиллерийское и стрелковое вооружение. – Спецвыпуск, 2003. – С. 22–23.

Bibliography (transliterated)

1. Korsakov A.G. Issledovanie i razrabotka tehnologicheskikh processov utilizacii piroksilinovykh porohov s cel'ju poluchenija narodnohozjajstvennoj produkcii Kompleksnaja utilizacija obychnyh vidov boeprapasov: I Rossijskaja nauch.-tehn.konf., Krasnoarmejsk, 7-8 ijunja 1995. – Sb. dokl. – M.:CNIINTIKPK, 1995. – p. 120–127.
2. Staroverov A.A., Staroverov V.A., Hajrullina G.M., Abdulkajumova S.M. Utilizacija ustarevshih porohov po jemul'sionnoj tehnologii Kompleksnaja utilizacija obychnyh vidov boeprapasov: VI Mezhdunarodnaja nauch.-tehn. konf., Krasnoarmejsk, 21–23 sentjabrja 2005. – Sb. dokl. – M.:Izdatel'skij dom «Oruzhie i tehnologii», 2005. – p. 160–165.
3. Sharov B.I., Lukashev V.K., Isaev E.N., Kaufman N.V. Organizacija proizvodstva porohov dlja strelkovogo oruzhija Artillerijskoe i strelkoe vooruzhenie. – Specvypusk, 2003. – p. 22–23.

УДК 662.351:66.099.2

Лукашов В.К., Шаров Б.И., Старикова Т.М., Онда В.И.

**ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПРОЦЕСУ УТИЛІЗАЦІЇ ЗАСТАРІЛИХ ПОРОХІВ
ЛАКОВИМ СПОСОБОМ**

Представлені результати дослідження процесу отримання пороху до стрілецької зброї. В якості сировини використовувались застарілі пороху різного призначення з утилізованих боєприпасів. Процес заснований на лаковому способі при розчиненні утилізованих порохів і диспергуванні отриманого лаку в водному середовищі шляхом екструзії через матричну решітку. Дослідженнями встановлений вплив концентрації лаку, діаметра отвору матриці і концентрації солі в дисперсійному середовищі на форму, розмір та щільність гранул.

ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК РУХЛИВОСТІ ЛЕГКОБРОНЬОВАНОЇ КОЛІСНОЇ ВІЙСЬКОВОЇ МАШИНИ З ГІДРОМЕХАНІЧНОЮ ТРАНСМІСІЄЮ

Актуальність проблеми. Вітчизняні бойові колісні й гусеничні машини, як правило, оснащені механічними трансмісіями з ручним керуванням, які мають високий коефіцієнт корисної дії й надійно працюють у важких дорожніх умовах. Однак режим перемикання передач у цих трансмісіях задається водієм суб'єктивно й залежить від його кваліфікації. Помилки у виборі потрібної передачі приводять до зниження тягового зусилля військової машини у порівнянні з технічно можливим та падіння швидкості й росту витрати палива, а також сприяють зменшенню ресурсу роботи двигуна та трансмісії.

Таким чином, гостро стоїть науково-технічне завдання, що полягає у розробці та впровадженні автоматичної трансмісії на легкоброньовану колісну військову машину (ЛКВМ). Завдяки розвитку технологій в галузі автомобілебудування стало можливим рішення цього завдання шляхом розробки гідромеханічної трансмісії з системою автоматичного керування, що забезпечує надійну роботу та високу ефективність колісних військових машин, а також підвищує ергономічність транспортного засобу.

На всіх етапах проектування необхідне застосування сучасних методів аналізу якості конструктивних рішень і ефективності застосованих алгоритмів, що вимагає розробки комплексної математичної моделі спроектованого транспортного засобу.

На основі досвіду, накопиченого в КП ХКБМ, розроблена автоматична трансмісія з використанням гідротрансформатора (ГТР), планетарної механічної коробки зміни передач (КЗП) з гідрокеруванням і редуктора, що погоджує роботу двигуна та гідротрансформатора.

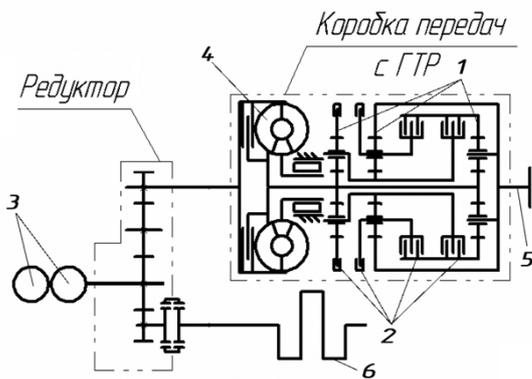


Рисунок 1 – Кінематична схема силової передачі
 1 – планетарні ряди; 2 – фрикціони;
 3 – двосекційний шестерний насос;
 4 – ГТР; 5 – вихідний вал; 6 – ДВС

Кінематична схема КЗП була синтезована з міркувань оптимальних умов роботи із ГТР. У результаті була отримана схема із трьома ступенями свободи з повною реалізацією всіх можливих варіантів парних комбінацій керуючих елементів (фрикціонів) (рис. 1). Розбивка по передачах найбільше повно відповідає роботі КЗП із ГТР, що забезпечило досягнення найкращих динамічних характеристик розгону ЛКВМ.

На всіх етапах проектування та впровадження гідромеханічної трансмісії із системою автоматичного керування (САК) для визначення параметрів рухливості ЛКВМ використалася розроблена комплексна математична модель навантаженого стану шасі та системи автомати-

чного керування коробкою зміни передач ЛКВМ. У рамках комплексу реалізовані математичні моделі двигуна, гідротрансформатора, трансмісії, взаємодії колеса із ґрунтом і руху колісної машини по рівній горизонтальній поверхні.

Математична модель моторно-трансмісійної установки являє собою систему матричних рівнянь (1):

$$\begin{cases} J\ddot{\varphi} + V^T M_{рп} + V_{\varphi}^T \cdot M_{р\varphi} = M_{A\varphi} \\ V\ddot{\varphi} = 0 \\ V_{\varphi}\ddot{\varphi} + A \cdot M_{р\varphi} = 0 \end{cases}, \tag{1}$$

де J – квадратна діагональна матриця моментів інерції елементів трансмісії; V – матриця рівнянь постійних кінематичних зв'язків; A – квадратна діагональна матриця коефіцієнтів стану системи; M_{Aφ} – вектор узагальнених сил; V_φ – матриця зв'язків, обумовлених замкнутими фрикційними пристроями змінної структури.

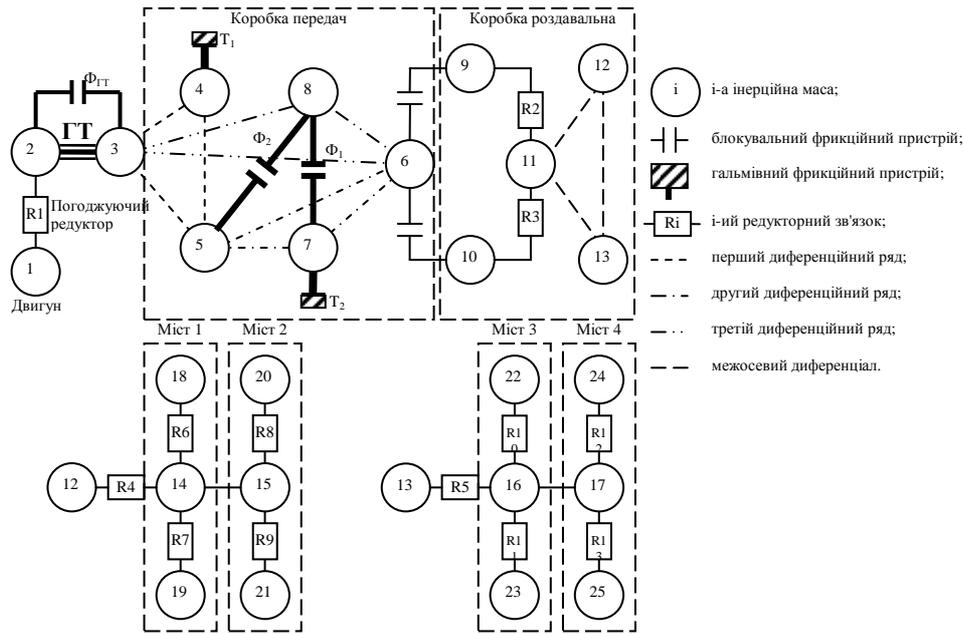


Рисунок 2 – Розрахункова динамічна модель силової установки

При розробці математичної моделі гідротрансформатора особлива увага приділена обліку додаткових особливостей кінематики й структури потоку робочої рідини в ГТР. Вихідними даними для математичної моделі ГТР служать геометричні параметри лопаткових коліс і проточної порожнини, а також вхідні навантажувальні характеристики, обумовлені двигуном. Модель заснована на використанні модифікованого рівняння балансу гідравлічної енергії, що дозволяє робити розрахунок визначення безрозмірного коефіцієнта швидкості потоку.

Підставляючи отримані розрахунковим шляхом значення коефіцієнта швидкості в рівняння моделі ГТР, здійснюється розрахунок параметрів зовнішньої й внутрішньої характеристик, які надалі використовуються в розрахунковій динамічній моделі силової установки.

Моделювання руху колісної машина на рівній горизонтальній поверхні здійснюється з урахуванням відведення шин, стабілізуючого та моменту опору ковзанню, та ґрунтується на рівняннях рівноваги збуреного руху машини:

$$\begin{cases}
 \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{xij} \cos \Theta_{ij} - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{yij} \sin \Theta_{ij} - \dot{y} \cdot \dot{Q} = m_M \ddot{x} \\
 \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{xij} \sin \Theta_{ij} + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{yij} \cos \Theta_{ij} + \dot{x} \cdot \dot{Q} = m_M \ddot{y} \\
 \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{xij} \sin \Theta_{ij} l_{i1} + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 R_{yij} \cos \Theta_{ij} l_i - m_M a_y l_c - \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^2 M_{СПij} + \\
 + \left(\sum_{i=1}^n R_{xi2} \cos \Theta_{i2} - \sum_{i=1}^n R_{xi1} \cos \Theta_{i1} - \sum_{i=1}^n R_{yi2} \sin \Theta_{i2} + \sum_{i=1}^n R_{yi1} \sin \Theta_{i1} \right) \frac{B}{2} = I_M \cdot \ddot{Q}
 \end{cases} \quad (2)$$

де B – колія машини; l_c – відстань до центра мас від задньої осі; l_i – відстань від задньої до i -ої осі; m , I_M – маса й момент інерції в обертовому русі машини відповідно; Θ_{ij} – кут повороту коліс; $M_{СП}$ – момент опору повороту колеса.

У рівняннях індексом i , позначений номер осі, індексом j - номер борту ($j = 1$ – внутрішній борт; $j = 2$ – зовнішній борт).

Сили тяги на ведучих колесах та продовжні реакції ґрунту визначаються за допомогою моделювання кінематичної й силової взаємодії моторно-трансмісійної установки з корпусом машини, що ґрунтується на застосуванні тягово-зчіпних характеристик ґрунту, що дозволяє враховувати юз і буксування коліс.

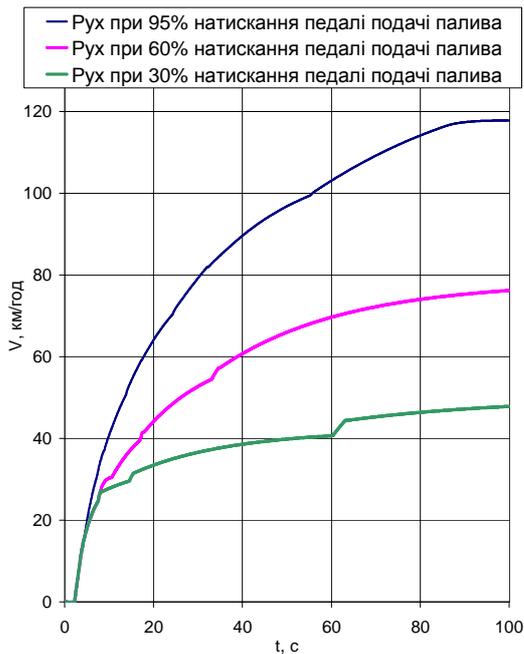


Рисунок 3 – Зміна швидкості руху ЛКВМ у процесі розгону на бетонному покритті

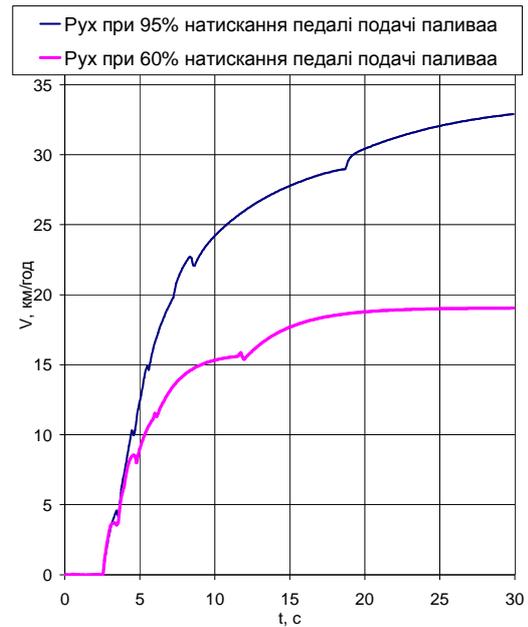


Рисунок 4 – Зміна швидкості руху ЛКВМ у процесі розгону в тяжких умовах руху на зниженій передачі

За допомогою розробленої математичної моделі проведений ряд чисельних експериментів, який продемонстрував високі показники рухливості ЛКВМ із розробленою автоматичною трансмісією, а також ефективність алгоритмів системи керування.

Дослідження розгінних характеристик проводилося при русі ЛКВМ по бетонному шосе та в умовах бездоріжжя із включеною понижувальною передачею в роздавальній коробці. На рис. 3 і 4 наведені розгінні характеристики ЛКВМ при русі в різних дорожніх умовах, при повному (95 %) і частковому натисканні (60 % і 30 %) педалі подачі палива.

Результати чисельного експерименту по визначенню характеристик розгону ЛКВМ із впровадженою автоматичною трансмісією показав, що обрані параметри закону керування забезпечують зміну передач при русі в різних дорожніх умовах, як при повному, так і при частковому натисканні на педаль подачі палива.

Алгоритми автоматичної системи керування коробкою передач передбачає певну послідовність дій при русі машини з місця, що забезпечує включення першої або другої передачі (залежно від обраного режиму руху) при низьких (1200–1300 хв⁻¹) частотах обертання вала двигуна. Дослідження режиму рушання з місця ЛКВМ із 2-ої передачі АКЗП (рис. 5) показало, що впроваджений алгоритм дозволив знизити буксування коліс при русі машини з місця не знижуючи динаміки розгону.

Як видно на рис. 5 початок руху машини при частоті обертання вала двигуна 1900 хв⁻¹ приводить до інтенсивного зростання кінематичної швидкості руху машини, що визначається як:

$$V_K = n_{BK} \cdot R_{BK} , \quad (3)$$

де n_{BK} – частота обертання ведучого колеса; R_{BK} – радіус ведучого колеса.

При цьому дійсна швидкість руху змінюється не значно, що говорить про значну пробуксовку коліс. У той же час рушання при частоті обертання вала двигуна 1200 хв⁻¹ ефект пробуксовки коліс не спостерігається.

При русі в міських умовах по завантажених транспортних магістралях або при маневруванні, часто використовується режим гальмування двигуном для зниження швидкості руху. У розробленій автоматичній трансмісії даний режим включається при повністю відпущеній педалі подачі палива. Результати дослідження режиму гальмування двигуном при русі по бетонному покриттю наведені у табл. 1.

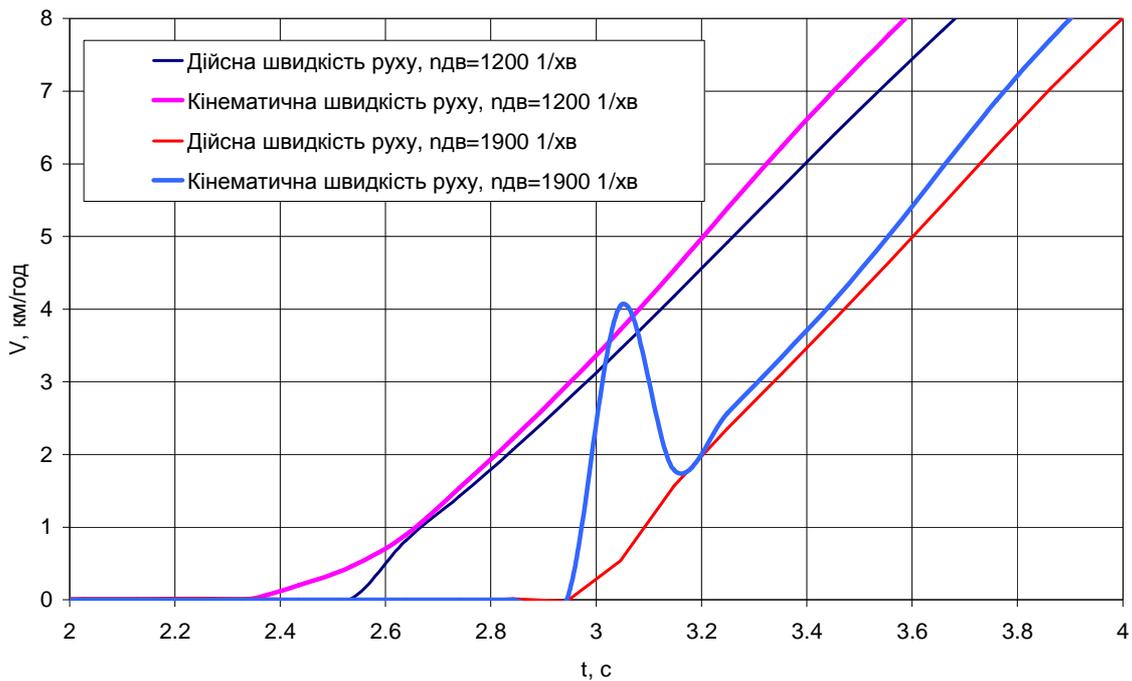


Рисунок 5 – Зміна дійсної та кінематичної (по ведучому колесу) швидкості руху в процесі рушання машини з місця

Таблиця 1 – Час гальмування машини двигуном до швидкості 12 км/год

Контрольна швидкість руху, км/год	Час гальмування, с
80	40
60	28,2
40	14,3
30	8,8

При русі по завантажених магістралях поряд із плавним гальмуванням виникає необхідність інтенсивного набору швидкості. У розробленій САК реалізований, так званий, режим "Кик-Даун", який призначений для підвищення інтенсивності розгону за рахунок включення нижчої передачі при перетисканні демпфера педалі подачі палива. Включення даного режиму здійснюється у випадку руху на знижених частотах обертання вала двигуна, що передують перетисканню демпфера.

Для аналізу роботи розробленої САК при русі ЛКВМ у режимі "Кик-Даун" застосовувався наступний алгоритм дій водія:

1. Інтенсивний розгін до необхідної передачі АКЗП.
2. Зменшення кута повороту педалі подачі палива до 25 % від повного ходу.
3. Тимчасова затримка, що забезпечує рух з постійною швидкістю.
4. Перетискання демпфера педалі подачі палива.

Дослідження роботи алгоритму "Кик-Даун" проводилося при русі ЛКВМ по бетонному покриттю.

Найкращу ефективність застосування режиму "Кик-Даун" показало при розгоні з 4 та 5 передач КЗП (рис. 7 та 8). Низька ефективність застосування даного режиму при розгоні з 3-їм передачею КЗП

(рис. 6) обумовлена значним тяговим зусиллям, що значно перевершує зусилля опору прямолінійному руху.

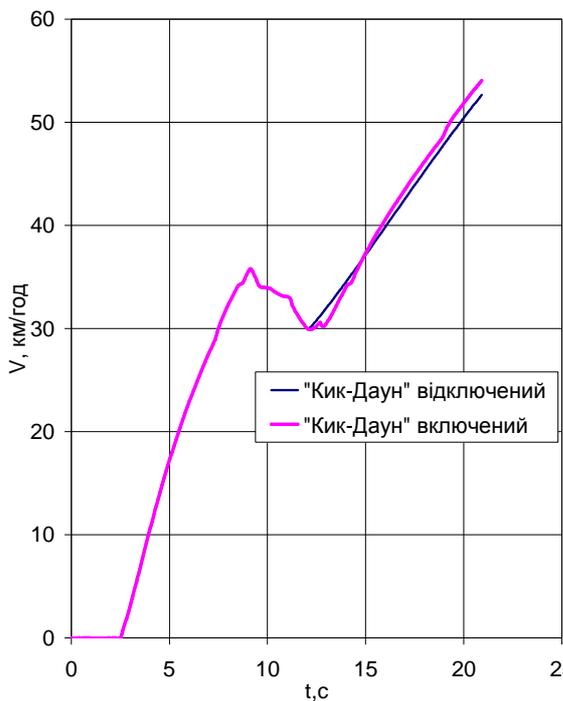


Рисунок 6 – Вплив режиму "Кик-Даун" на зміну швидкості руху машини на 3 передачі КЗП

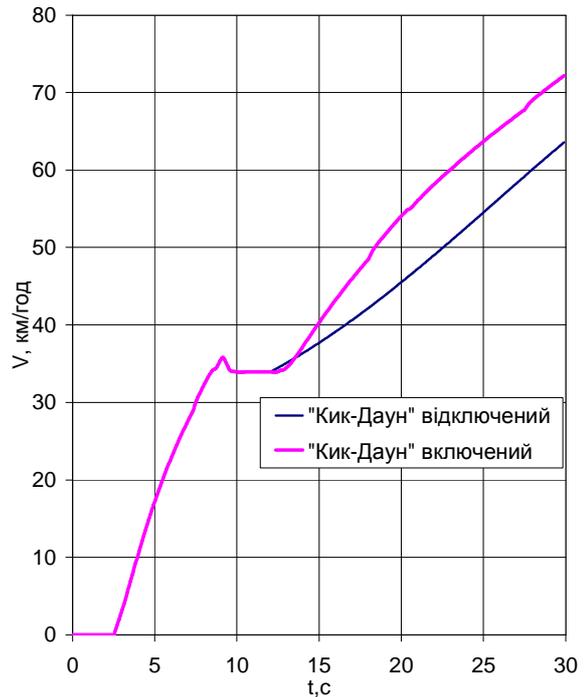


Рисунок 7 – Вплив режиму "Кик-Даун" на зміну швидкості руху машини на 4 передачі КЗП

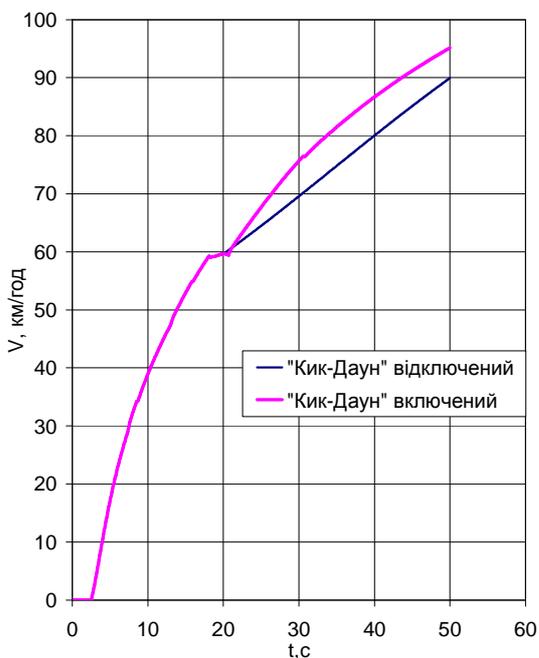


Рисунок 8 – Вплив режиму "Кик-Даун" на зміну швидкості руху машини на 5 передачі КЗП

Дослідження ефективності застосування режиму "Кик-Даун" показало значне збільшення динаміки руху ЛКВМ, при цьому час розгону скоротилося в середньому на 14–18,5 %.

Висновки

1. Одержали подальший розвиток методи аналізу та математичного моделювання транспортних засобів. Розроблено комплексну математичну модель шасі колісної машини та системи автоматичного керування коробкою зміни передач, що дозволяє вирішувати завдання аналізу кінематики та динаміки руху елементів трансмісії, а також аналізу рухливості колісної машини. Дана математична модель відрізняється від існуючої повнотою обліку структурних ланок і докладністю описаних процесів

2. Проведено комплекс чисельних експериментів, завдяки чому визначені характеристики рухливості машини з розробленою автоматичною трансмісією й оцінена якість роботи алгоритмів системи керування ще до виробництва реального дослідного зразка. Результати математичного моделювання були підтверджені в ході стендових і ходових випробувань зразка легкоброньованої колісної військової машини розробки КП ХКБМ ім. О.О. Морозова.

Література

1. Соловьев В.М., Кошман В.А. К вопросу создания гидротрансформатора для экономичной автоматической коробки передач // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2008. – №6/5(36). – С. 7–10.
2. Толстолицкий В.О. Аналіз і параметричний синтез механічних трансмісій сучасних швидкохідних гусеничних машин: Дис. канд. техн. наук: 05.22.02. – Харків, 2007. – 134 с.
3. Александров Е.Е., Стримовский С.В. Особенности проектирования электронной аппаратуры управления для транспортных средств // Вісник аграрної науки Причорномор'я. Спеціальний випуск 2(41). – 2007. – С. 107–109.
4. Волонцевич Д.О., Епифанов В.В., Белов В.К. Колесные и гусеничные машины высокой проходимости. Ступенчатые трансмиссии: Расчет и основы конструирования. Учеб. Пособие. / Под ред. Александрова Е.Е. – Харьков: ХГПУ, 1996. – 201с.
5. Колесные и гусеничные машины высокой проходимости. Том 7. Автоматизированное проектирование колесных и гусеничных машин Книга 2. Автоматизированное проектирование электронных и микропроцессорных систем колесных и гусеничных машин. Учеб. Пособие. / Александров Е.Е., Александрова И.Е., Воронцов С.Н., Грита Я.В. / Под общ. ред. Александрова Е.Е. – Харьков: ХГПУ, 1996. – 137 с.

Bibliography (transliterated)

1. Solov'ev V.M., Koshman V.A. K voprosu sozdaniya gidrotransformatora dlja jekonomichnoj avtomaticheskoy korobki peredach Vostochno-evropejskij zhurnalпередовых технологий. – 2008. – #6 5(36). – p. 7–10.
2. Tolstoluc'kij V.O. Analiz i parametrichnij sintez mehanichnih transmisij suchasnih shvidkohidnih gusenichnih mashin: Dis. kand. tehn. nauk: 05.22.02. – Harkiv, 2007. – 134 p.
3. Aleksandrov E.E., Strimovskij S.V. Osobennosti proektirovanija jelektronnoj apparatury upravlenija dlja transportnyh sredstv Visnik agrarnoi nauki Prichornomor'ja. Special'nij vipusk 2(41). – 2007. – p. 107–109.
4. Voloncevich D.O., Epifanov V.V., Belov V.K. Kolesnye i gusenichnye mashiny vysokoj prohodimosti. Stupenchatye transmissii: Raschet i osnovy konstruirovaniya. Ucheb. Posobie. Pod red. Aleksandrova E.E. – Har'kov: HGPU, 1996. – 201 p.
5. Kolesnye i gusenichnye mashiny vysokoj prohodimosti. Tom 7. Avtomatizirovanное проектирование колесных и гусеничных машин Книга 2. Avtomatizirovanное проектирование jelektronnyh i mikroprocessornyh sistem kolesnyh i gusenichnyh mashin. Ucheb. Posobie. Aleksandrov E.E., Alek-sandrova I.E., Voroncov S.N., Grita Ja.V. Pod obshh. red. Aleksandrova E.E. – Har'kov: HGPU, 1996. –137 p.

УДК 621.85-52

Борисюк М.Д., Толстолицкий В.А., Стримовский С.В., Соловьев В.М.

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПОДВИЖНОСТИ ЛЕГКОБРОНИРОВАННОЙ КОЛЕСНОЙ ВОЕННОЙ МАШИНЫ С ГИДРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ТРАНСМИССИЕЙ

В работе предложена комплексная математическая модель шасси колесной машины с автоматической трансмиссией. Благодаря которой проведен комплекс численных экспериментов, которые позволили определить характеристики подвижности машины и оценить качество работы алгоритмов системы управления еще производства опытного образца.

Borisyuk M.D., Tolstolutskiy V.A., Strimovskiy S.V., Solovyov V.M.

RESEARCH OF MOBILITY FEATURES FOR LIGHTARMoured WHEEL MILITARY VEHICLES WITH HYDROMECHANICAL TRANSMISSION

Complex mathematical model of wheel vehicle with automatic transmission is offered at the article. Due to usage of offered mathematical model complex numerical experiment was organized. It allowed to define the mobility features of the vehicle and quality of control system algorithm work before the pilot model was created.

Кучер Д.Б., Зонтова Т.В., Харланов А.И.

**ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РЕЗОНАНСНЫХ СВОЙСТВ МАГНИТНОЙ ЖИДКОСТИ
ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ
ГЕНЕРАТОРОВ ЧАСТОТЫ**

Введение. Обеспечение безопасности движения судов, наблюдение за различными подводными объектами, проведение спасательных операций на море невозможно без применения современных гидроакустических систем (ГАС).

При работе ГАС существуют сложные взаимосвязи между аппаратурой, средой распространения гидроакустического сигнала и целью. Кроме того, работа ГАС осуществляется на фоне интенсивных гидроакустических помех различного происхождения. Именно данные аспекты определяют дальность действия гидроакустических систем в реальных условиях. При этом наибольшее значение имеют параметры аппаратуры: рабочая частота, акустическая мощность, длительность импульсов, полоса частот и т.д.

В этом отношении в качестве источника акустического сигнала возможно применение пьезоэлектрических генераторов частоты, позволяющих получать высокостабильные колебания. Таким образом, целью данной работы является исследование основных характеристик пьезоэлектрических генераторов, а также рассматривается возможность их улучшения путем использования резонансных свойств магнитной жидкости.

Основной материал. В пьезоэлектрических генераторах частоты (см. рисунок 1) заряд взрывчатого вещества 1 состоит из двух элементов с различными скоростями детонации, чтобы обеспечить плоский фронт детонационной волны [1–3]. Достигнув буфера 2, детонация формирует в нем ударную волну, которая переходит в рабочее тело 3, выполненное из сегнетоэлектрика. Воздействие ударной волны на рабочее тело вызывает нагрев вещества до температуры, превышающей точку Кюри, и переводит его в параэлектрическое состояние [1–3]. При этом структурные элементы рабочего тела разрушаются, и направленная поляризация вещества исчезает, что вызывает протекание в системе тока деполяризации [1–3]. Этот ток заряжает два конденсатора, соединенные последовательно.

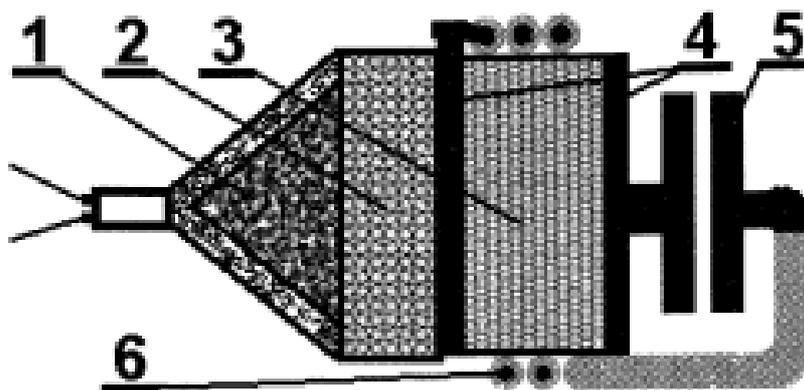


Рисунок 1 – Схема пьезоэлектрического генератора частоты:
1 – взрывчатое вещество; 2 – буфер; 3 – рабочее тело (сегнетоэлектрик);
4 – металлизированные пластины; 5 – конденсатор; 6 – соленоид

Первый из них образуется металлизированными поверхностями 4 на рабочем теле. Второй конденсатор 5 вводится в систему дополнительно. К одной из обкладок рабочего тела подключается соленоид 6. Таким образом, применение данных реактивностей позволяет формировать высокостабильные колебания при излучении сигнала (см. рисунок 2). На рисунке 3 представлена зависимость спектральной

плотности энергии от частоты излучаемого пьезоэлектрическим генератором с диаметром рабочего тела 20 мм сигнала [1–3]. Анализируя данную зависимость, необходимо заметить, что излучаемые МЭМИ могут воздействовать на РЭС только в достаточно узких диапазонах частот. При этом уровень энергетического воздействия достаточно мал (до 10^{-13} Дж) для поражения современных РЭС.

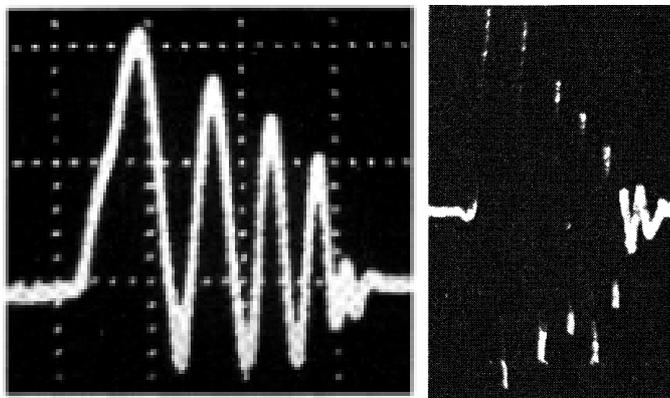


Рисунок 2 – Осциллограммы выходных сигналов с пьезоэлектрического генератора частоты

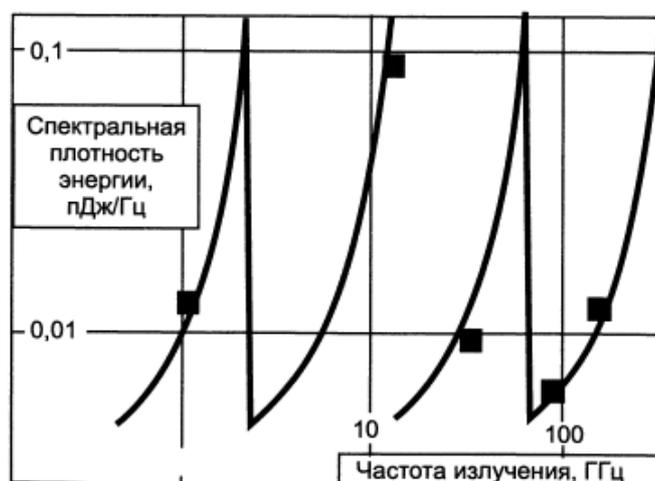


Рисунок 3 – Спектр излучения пьезоэлектрических генераторов частоты

Таким образом, можно сформулировать следующие недостатки пьезоэлектрических систем:

1. Излучаемые МЭМИ могут воздействовать на РЭС только в достаточно узких диапазонах частот;
2. Уровень энергетического воздействия достаточно мал (до 10^{-13} Дж) для поражения современных РЭС;
3. Отсутствие в данных генераторах конструктивной возможности оперативно изменять амплитудно-временные и частотные характеристики генерируемого МЭМИ в широких пределах.

Для улучшения энергетических характеристик пьезоэлектрических генераторов частоты возможно использование в данных системах резонансных явлений магнитной жидкости.

Физические предпосылки возбуждения вынужденных волн на поверхности магнитной жидкости заключаются в том, что давление в любой точке жидкости пропорционально напряженности магнитного поля в ней. Это означает, что свободная поверхность жидкости как поверхность постоянного давления, находящаяся в периодическом магнитном поле, будет волнистой, представляя собой систему впадин и возвышений, соответствующих минимумам и максимумам магнитного поля. Соответственно, бегущее магнитное поле генерирует бегущую поверхностную волну. При совпадении характеристик возбуждаемой магнитным полем поверхностной волны с характеристикой собственных волн создаются наиболее

благоприятные условия для передачи энергии от магнитного поля к входящей волне (эхо-сигнал), и соответственно, ее возбуждение будет носить резонансный характер. Условием наступления резонанса является такая связь между частотой и периодом вынуждающей силы, которая соответствует связи между этими величинами для свободных поверхностных волн. В этом и заключается принципиальное отличие от иных колебательных систем, при котором существует только одна колебательная характеристика силы – частота. В рассредоточенных системах резонанс достигается в результате соответствия свободным колебаниям как временных, так и пространственных характеристик силы.

Для слоя жидкости толщиной l , ограниченного у основания твердой поверхностью, а с обратной стороны – бесконечным массивом немагнитной жидкости, условие резонанса в пренебрежении возмущениями поля имеет вид [4,5]:

$$\omega^2 = \frac{(\rho_1 - \rho_2)kg + \alpha k^3}{\rho_1 + \rho_2} \text{th}kl, \quad (1)$$

где ρ_1 – плотность МЖ; ρ_2 – плотность воды; k – резонансное волновое число; g – ускорение свободного падения; $\alpha = 3,2 \cdot 10^{-3}$ Н/м.

Возникновение эффекта усиления гидроакустического сигнала на частоте 47 Гц наглядно демонстрируют экспериментальные осциллограммы, приведенные на рисунке 4 [6].

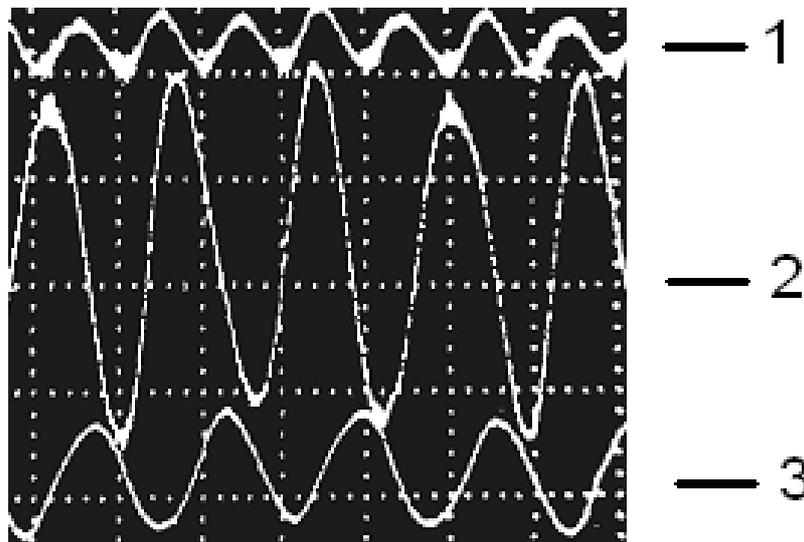


Рисунок 4 – Осциллограммы колебаний выходной мембраны вызванные:
1 – колебаниями магнитной жидкости; 2 – усиленным сигналом; 3 – входным сигналом

Анализ графических зависимостей, представленных на рисунке 4, позволяет сделать вывод, что использование магнитной жидкости в пьезоэлектрических генераторах частоты позволяет получить акустические колебания с лучшими амплитудными и, следовательно, энергетическими характеристиками.

Выводы. Таким образом, применение пьезоэлектрических генераторов в современных гидроакустических системах позволяет получать стабильные колебания. Однако существенным недостатком данных источников является низкий уровень энергетических характеристик генерируемых акустических колебаний. Для улучшения свойств пьезоэлектрических генераторов акустических колебаний возможно использование резонансных свойств магнитной жидкости.

Литература

1. Прищепенко А.Б. Взрывы и волны. Взрывные источники электромагнитного излучения радиочастотного диапазона / А.Б. Прищепенко. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2008. – 208 с.

2. Прищепенко А.Б. Баланс энергии при работе взрывного пьезоэлектрического генератора частоты / А.Б. Прищепенко, Д.В. Третьяков, М.В. Щелкачев // Мегагаусная и мегаамперная импульсная техника и применение. – Саров, 1996. – Т. 2. – С. 954–958.
3. Прищепенко А.Б. Функционирование генератора частоты с рабочим телом из ферромагнетика и сегнетоэлектрика / А.Б. Прищепенко, Д.В. Третьяков // Электричество. – 2000. – № 4. – С. 60–63.
4. Блум Э.Я. Магнитные жидкости. / Э.Я. Блум, А.О. Цеберс. – М.: Знание, 1989. – 240 с.
5. Шлиомис М.И. Магнитные жидкости / М.И. Шлиомис // Успехи физ. наук. – 1974. – Т. 112. Вып. 3. – С. 427–458.
6. Балакирев В.А. Параметрическое усиление акустических колебаний в магнитной жидкости / В.А. Балакирев // Математика, природознание, техничні науки : доповіді НАН України 2003.– №2. – С. 78–84.

Bibliography (transliterated)

1. Prishhepenko A.B. Vzryvy i volny. Vzryvnye istochniki jelektromagnitnogo izlucheniya radiochastotnogo diapazona A.B. Prishhepenko. – М.: BINOM. Laboratorija znaniy, 2008. – 208 p.
2. Prishhepenko A.B. Balans jenerгии pri rabote vzryvnogo p'ezojelektricheskogo generatora chastoty A.B. Prishhepenko, D.V. Tret'jakov, M.V. Shhelkachev Megegaussnaja i megaampernaja impul'snaja tehnika i primenenie. – Sarov, 1996. – Т. 2. – p. 954–958.
3. Prishhepenko A.B. Funkcionirovanie generatora chastoty s rabochim telom iz ferromagnetika i segnetojelektrika A.B. Prishhepenko, D.V. Tret'jakov Jelektrichestvo. – 2000. – # 4. – p. 60–63.
4. Blum Je.Ja. Magnitnye zhidkosti. Je.Ja. Blum, A.O. Cebers. – М.: Znanie, 1989. – 240 p.
5. Shliomis M.I. Magnitnye zhidkosti M.I. Shliomis Uspehi fiz. nauk. – 1974. – Т. 112. Vyp. 3. – p. 427–458.
6. Balakirev V.A. Parametricheskoe usilenie akusticheskikh kolebanij v magnitnoj zhidkosti V.A. Balakirev Matematika, prirodoznavstvo, tehnicni nauki : dopovidi NAN Ukraїni 2003.– #2. – p. 78–84.

УДК 621.396.677

Кучер Д.Б., Зонтова Т.В., Харланов О.І.

ВИКОРИСТАННЯ РЕЗОНАНСНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МАГНІТНОЇ РІДИНИ ДЛЯ ПІДВИЩЕННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИХ ХАРАКТЕРИСТИК П'ЄЗОЕЛЕКТРИЧНИХ ГЕНЕРАТОРІВ ЧАСТОТИ

В роботі розглянуто можливість використання п'єзоелектричних генераторів частоти для отримання стабільних акустичних коливань. Запропоновано використання резонансних явищ магнітної рідини для підвищення їх енергетичних характеристик.

Kucher D.B., Zontova T.V., Harlanov A.I.

USE OF RESONANCE PROPERTIES OF MAGNETIC LIQUID FOR INCREASE OF POWER DESCRIPTIONS OF PIEZOELECTRIC GENERATORS OF FREQUENCY

Possibility of the use of piezoelectric generators of frequency is considered in work for the receipt of stable acoustic vibrations. The use of the resonance phenomena of magnetic liquid is offered for the increase of them power descriptions.

ОБОБЩЕННОЕ УРАВНЕНИЕ ДЛЯ РАСЧЕТА ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ КАНАЛОВ ПЛАСТИНАТЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ

Пластинчатые теплообменные аппараты (ПТА) – один из наиболее эффективных видов современного теплообменного оборудования. Конструкции и принцип действия таких аппаратов достаточно подробно описаны в литературе, например в книгах [1,2,3]. Одна из основных особенностей ПТА состоит в том, что процессы теплопереноса протекают в каналах сложной геометрической формы, образованных штампованными из тонкого листового металла пластинами. Форма гофрировки пластин решающим образом влияет на тепловые и гидравлические характеристики межпластинных каналов и, как следствие, эффективность теплопередачи в пластинчатом теплообменнике.

В современных ПТА наиболее часто применяют пластины с прямолинейными гофрами расположенными под некоторым углом β к вертикальной оси пластины (рис. 1). Собранные вместе в аппарате, они образуют каналы сетчато-поточного типа, которые отличает сложная геометрическая форма и наличие точек соприкосновения противоположных стенок в местах пересечения гофр. Геометрические параметры различных форм гофрировки пластин для гофр синусоидальной и треугольной формы приведены на рис. 2

Исследованию теплоотдачи и гидравлического сопротивления в таких каналах посвящен ряд работ различных авторов [4,5,6,7,8,9]. Достаточно подробный перечень и анализ этих работ приведен в книге [1]. В основном авторы обобщали полученные данные в виде отдельных эмпирических зависимостей для расчета коэффициентов гидравлического сопротивления и теплоотдачи, которые справедливы только для исследованных каналов в ограниченном диапазоне гидродинамических и тепловых параметров.

Попытка обобщить все данные по гидравлическому сопротивлению единым уравнением была предпринята Х. Мартином [6] на основе разработанной им полуэмпирической математической модели. Получена формула, в неявном виде выражающая зависимость коэффициента гидравлического сопротивления от числа Рейнольдса и геометрических параметров гофрировки пластин. Однако отклонения расчета по этой формуле от данных экспериментов различных авторов в ряде случаев достигают 50 % и более. Аналогичный по точности результат получили Д. Дович, Б. Палм и С. Шваич [7], обобщавшие опытные данные на основе разработанной ими математической модели движения жидкости в ячейке канала, образованного пластинами с гофрами синусоидальной формы.

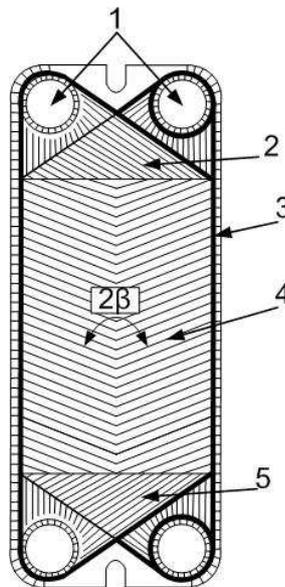


Рисунок 1 – Эскиз пластины ПТА: 1 – вход и выход теплоносителя; 2, 5 – участки для распределения потока; 3 – резиновое уплотнение; 4 – основное гофрированное поле

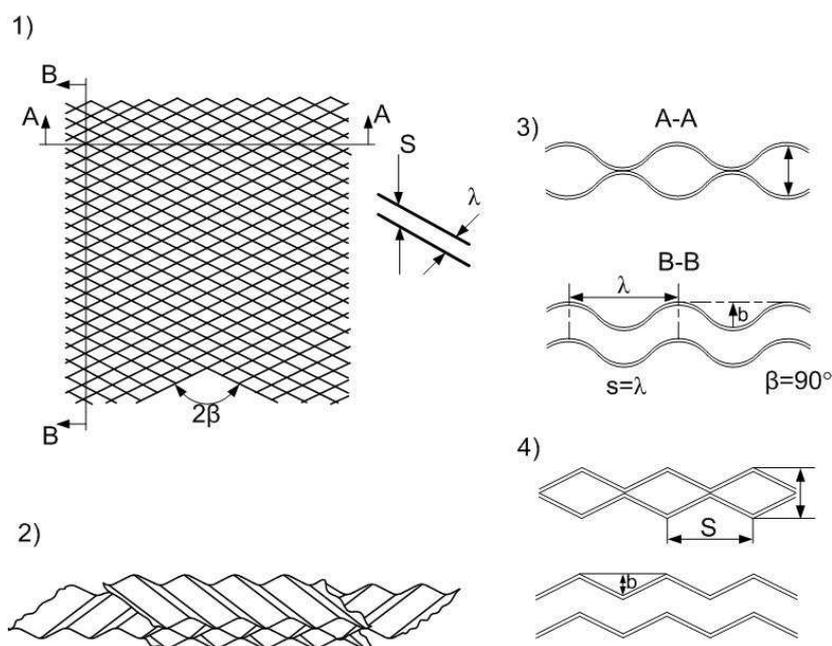


Рисунок 2 – Различные формы гофрировки пластин ПТА: 1, 2 – наложение смежных пластин;
3 – сечения канала при гофрах синусоидальной формы;
4 – сечения канала при гофрах треугольной формы

Низкую точность обобщения данных в упомянутых работах можно объяснить, прежде всего, отличиями в конструкции экспериментальных моделей ПТО, на которых проводились опыты различными исследователями. В основном исследовались каналы образованные промышленно выпускаемыми пластинами, как например, в работах [2,5,8].

Поверхность пластины промышленного ПТА, омываемая теплоносителем (см. рис. 1), состоит из основного гофрированного поля (4) и распределительных участков на входе (2) и выходе (5). Большая часть тепла передается на основном гофрированном поле, площадь которого составляет 75–85 % общей поверхности теплопередачи пластины. Хотя на распределительных участках передается значительно меньше тепла, их влияние на общее гидравлическое сопротивление канала может быть существенно больше. Прежде всего, здесь наблюдается повышенная скорость движения теплоносителя, которая увеличивается в следующем диапазоне: от значения скорости на рабочем поле до скорости на выходе из канала в собирающий коллектор ПТА (аналогичная картина на входе из раздающего коллектора ПТА). Кроме того, конструкции распределительных участков различных пластин могут существенно отличаться, что сильно сказывается на их гидравлическом сопротивлении и равномерности распределения потока.

Авторы некоторых работ, например В. Фоке и др. [4], Л.Л. Товажнянский и др. [9], проводили эксперименты по исследованию гидравлического сопротивления на моделях гофрированного поля каналов. Это позволило исключить влияние распределительных участков и более точно оценить зависимость гидравлического сопротивления таких каналов от геометрических параметров гофрировки образующих эти каналы пластин.

В настоящей работе проведено обобщение различных имеющихся данных по гидравлическому сопротивлению каналов сетчато-поточного типа. Эти данные получены на моделях гофрированного поля пластин с различными параметрами гофрировки. Такое обобщенное уравнение необходимо для создания надежной методики синтеза оптимальных теплопередающих пластин ПТА и разработки универсального метода расчета этих аппаратов.

Все исследователи, опубликовавшие данные по гидравлическому сопротивлению каналов ПТА, обобщали результаты в виде корреляционных соотношений представленных в безразмерном виде:

$$\zeta = f(\text{Re}), \quad (1)$$

где ζ – коэффициент гидравлического сопротивления единицы относительной длины канала; Re – число Рейнольдса для потока в канале.

Безразмерные переменные в соотношении (1) рассчитываются по экспериментальным данным о потере давления и расходе потока через канал по следующим формулам:

$$\zeta = \frac{\Delta P \cdot 2 \cdot d_E}{\rho \cdot w^2 \cdot L_{EF}}; \quad (2)$$

$$\text{Re} = \frac{w \cdot d_E}{\nu}; \quad (3)$$

$$w = \frac{G_{CH}}{\rho \cdot f_{CH}}. \quad (4)$$

Здесь ΔP – падение давления на измерительном участке канала, Па; ρ – плотность среды, кг/м³; ν – коэффициент кинематической вязкости, м²/с; G – массовый расход среды через один канал, кг/с; w – скорость среды в канале, м/с; d_E и L_{EF} – характерные линейные размеры в поперечном и продольном направлениях, соответственно.

Некоторые зарубежные авторы используют вместо ζ фактор трения Фаннинга, равный $f = \zeta/4$. Существуют различия и в определении характерных линейных размеров канала. Ряд зарубежных авторов (например, авторы статей [4,6]) в качестве поперечного линейного размера (эквивалентного диаметра d_E) применяют удвоенное значение высоты гофры $d_E = 2 \cdot b$, а в качестве характерного продольного размера – длину канала L . Такой подход представляет удобство при решении задач оптимизации формы гофрировки пластин, поскольку непосредственно учитывает параметры, определяющие габариты ПТА. Далее при обобщении данных использован этот подход.

В отечественной практике (см. работы [2,9]) в качестве поперечного характерного линейного размера чаще используют гидравлический диаметр канала, определяемый как учетверенная площадь проходного сечения, деленная на смоченный периметр канала. В качестве продольного линейного размера используют развернутую в направлении движения потока длину стенки канала. Для корректного сопоставления данных различных авторов должен быть использован единый подход. Соответственно, результаты работы [9] должны быть пересчитаны с использованием подхода $d_E = 2 \cdot b$ и $L_{EF} = L$.

Для обобщения опытных данных выбран вид зависимости, предложенный С. Черчиллем [10] для обработки данных в прямых трубах с различной шероховатостью. Формула получена исходя из предельных асимптотических соотношений. Она выражена в явном виде, является гладкой, что удобно для численных расчетов. Соотношение хорошо согласуется с данными для прямых шероховатых труб, как для ламинарного, так и для турбулентного и переходного режимов течения. Такая особенность весьма полезна для каналов ПТА, смена режимов течения в которых наступает при различных числах Рейнольдса значительно ниже, чем в прямых трубах, и менее явно выражена.

Общий вид формулы такой:

$$\zeta = 8 \cdot \left[\left(\frac{12 + p_2}{\text{Re}} \right)^{12} + \frac{1}{(A + B)^{\frac{3}{2}}} \right]^{\frac{1}{12}}, \quad (5)$$

где

$$A = \left[p_4 \cdot \ln \left(\frac{p_5}{\left(\frac{7 \cdot p_3}{\text{Re}} \right)^{0.9} + 0.27 \cdot 10^{-5}} \right) \right]^{16}; \quad B = \left(\frac{37530 \cdot p_1}{\text{Re}} \right)^{16},$$

где p_1, p_2, p_3, p_4, p_5 – параметры, определяемые в зависимости от формы гофрировки канала.

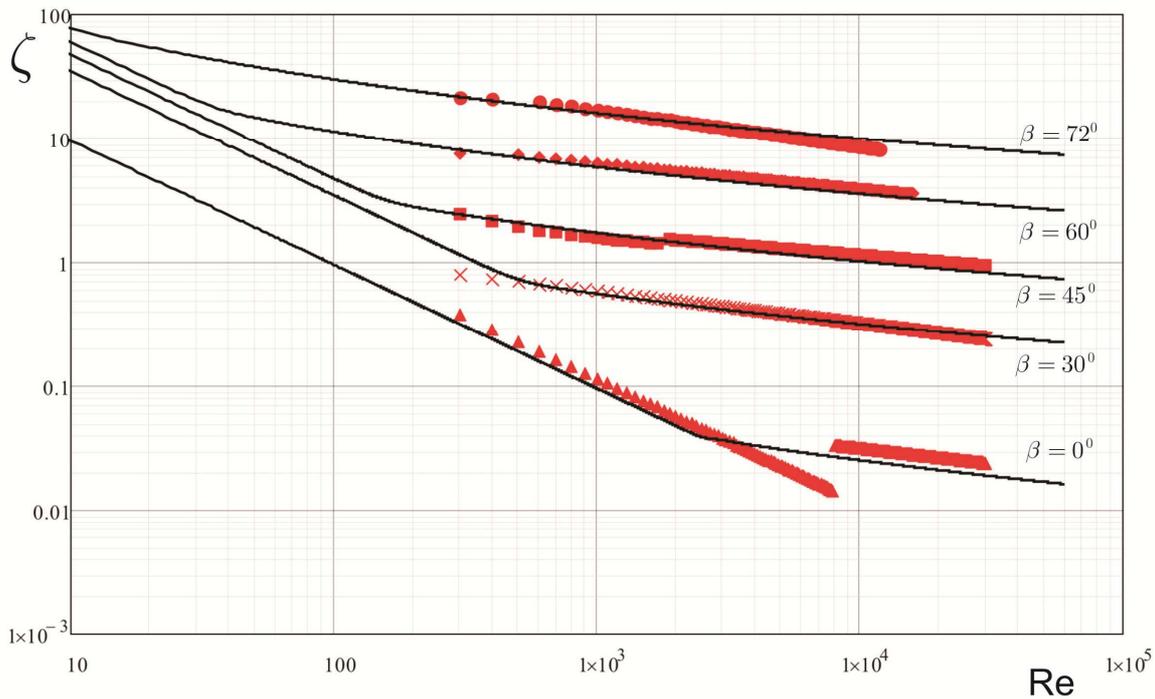


Рисунок 3 – Сравнение расчета с данными работы В. Фоке и др. [4]

На рис. 3 представлено сопоставление расчета по эмпирическим зависимостям работы [4] с расчетом по формуле (5) при следующих значениях ее параметров:

$$p1 = \exp(-0.15705 \cdot \beta); \quad p2 = \frac{\pi \cdot \beta \cdot \gamma^2}{3}; \quad p3 = \exp\left(-\pi \cdot \frac{\beta}{180} \cdot \frac{1}{\gamma^2}\right); \quad (6)$$

$$p4 = \left(0.061 + \left(0.69 + \operatorname{tg}\left(\beta \cdot \frac{\pi}{180}\right)\right)^{-2.63}\right) \cdot (1 + (1 - \gamma) \cdot 0.9 \cdot \beta^{0.01}); \quad p5 = 1 + \frac{\beta}{10},$$

где $\gamma = \frac{2 \cdot b}{S}$ – параметр, учитывающий геометрическую форму гофры. Для гофрировки пластин в работе [4] $\gamma = 1$.

Среднеквадратичная погрешность обобщения опытных данных для всех исследованных в работе [4] форм гофрировки составляет $\pm 9\%$.

Для корректного сопоставления гидравлических характеристик каналов из пластин с гофрами треугольной формы гофры с приведенными выше, проведена обработка представленных в работе [9] данных при $d_E = 2 \cdot b$ и $L_{EF} = L$. Обработка выполнена по первичным данным экспериментов Л.Л. Товажнянского, П.А. Капустенко и В.А. Цыбульника [9], любезно предоставленных авторами. Результаты также хорошо обобщаются формулой (5) при значении $\gamma = 5/9$, что характерно для гофрировки опытных образцов работы [9].

Сравнение расчетных и опытных данных представлено на рис. 4. Среднеквадратичная погрешность обобщения опытных данных составляет $\pm 6.5\%$. Сравнение с данными для пластин с синусоидальной формой гофр показывает, что характер влияния угла наклона гофр одинаков и это влияние описывается той же зависимостью.

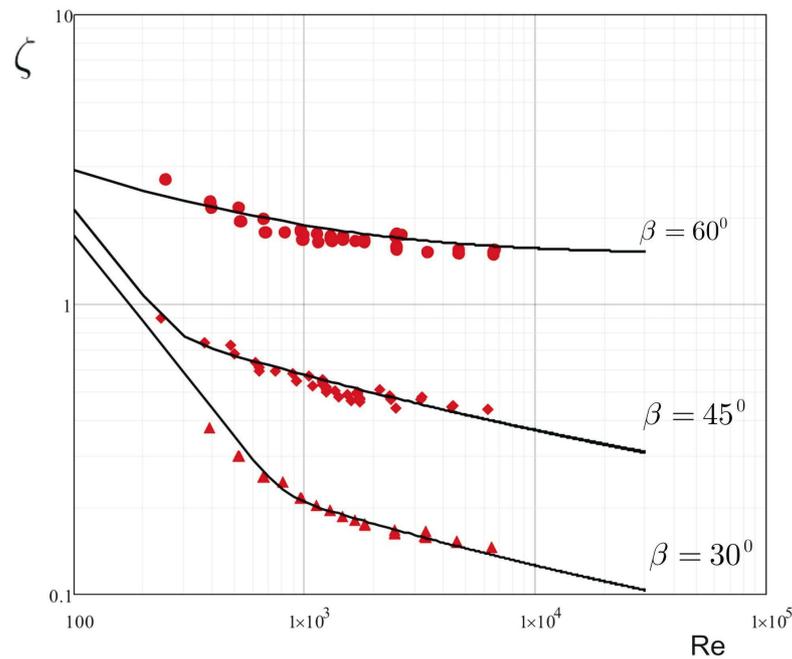


Рисунок 4 – Сравнение расчета с данными Л.Л. ТОВАЖНЯНСКОГО и др. [9]

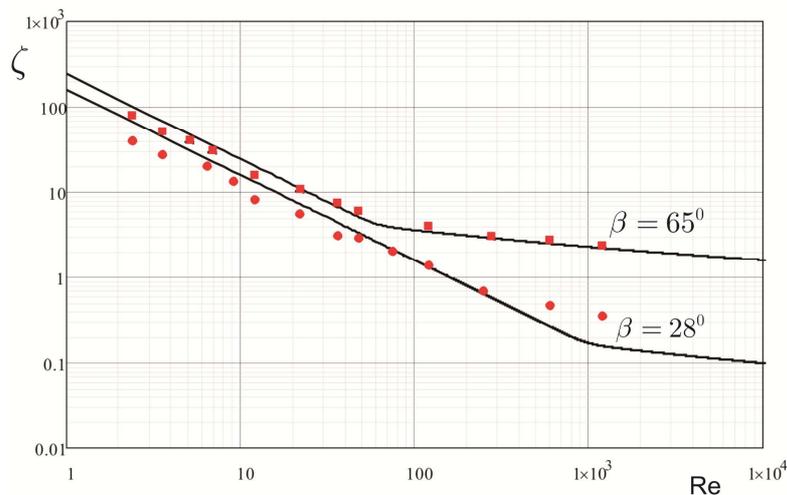


Рисунок 5 – Сравнение расчета с данными Д. ДОВИЧА, Б. ПАЛМА и С. ШВАЙЧА [7]

На рис. 5 представлено сопоставление расчета по формуле (5), при вышеприведенных параметрах (6), с экспериментальными данными работы [7]. Эти данные получены для двух экспериментальных моделей каналов с углами наклона гофр синусоидальной формы 28° и 65° . Значение параметра γ составляло 0.52. Данные совпадают с расчетом достаточно хорошо. Расхождение для $\beta = 65^{\circ}$ не более 20 % (расчет по формуле работы [7] дает завышение до 50 %). Для $\beta = 28^{\circ}$ расхождение достаточно велико, однако его можно считать удовлетворительным, учитывая что влияние параметра γ определялось по данным для пластин как с синусоидальной, так и треугольной формой гофр.

Следует отметить, что данные взяты по графику, приведенному в работе [7] и дают скорее качественную картину. Но все же это позволяет сделать вывод, что точность обобщения данных выше, чем по представленному в работе [7] расчету. Таким образом, формула (5) позволяет приблизительно учесть влияние параметра γ на гидравлическое сопротивление каналов из пластин с синусоидальной формой гофрировки.

Заключення. Выполнен анализ влияния формы гофрировки теплопередающих пластин ПТА на гидравлическое сопротивление образуемых ими каналов сетчато-поточного типа. Показано решающее влияние угла наклона гофр к вертикальной оси пластины, а также приближенно оценено влияние параметра, учитывающего отношения высоты гофр к их шагу. Получено уравнение, обобщающее экспериментальные данные различных авторов по гидравлическому сопротивлению каналов сетчато-поточного типа при синусоидальной и треугольной форме гофр. Уравнение может применяться для расчетов при оптимизации формы гофрировки пластин ПТА.

Литература

1. PHEs. Design, Applications and Performance / Wang L, Sunden B, Manglik RM. – WIT Press, Southampton, 2007. – 270 p.
2. Пластинчатые теплообменники в системах теплоснабжения / Зингер Н.М., Тарадай А.М., Бармина Л.С. – М.: Энергоатомиздат, 1995. – 256 с.
3. Пластинчатые теплообменники в теплоснабжении: Монография / Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А. и др. / Под ред. Хавина Г.Л. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. – 448 с.
4. W.W. Focke, J. Zacharadies, I. Olivier. The effect of the corrugation inclination angle on the thermohydraulic performance of plate heat exchangers // Int. J. Heat Mass Transfer. – 1985. – Vol. 28. – p. 1469–1479.
5. A. Muley, R.M. Manglik. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates // ASME J. Heat Transfer. – 1999. – Vol. 121. – p. 110–117.
6. H. Martin. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers // Chem. Eng. Process. – 1996. – Vol. 35. – p. 301–310.
7. Dović D, Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52 (19–20). – p. 4553–4563.
8. Khan TS., Khan MS, Chyu M-C, Ayub ZH, 2010, Experimental investigation of single phase convective heat transfer coefficient in a corrugated plate heat exchanger for multiple plate configurations. Applied Thermal Engineering. – 2010. – Vol. 30 (8–9). – p. 1058–1065.
9. Товажнянский Л.Л., Капустенко П.А., Цыбульник В.А. Теплообмен и гидравлическое сопротивление щелевидных каналов сетчато-поточного типа пластинчатых теплообменников // Изв. вузов «Энергетика» – М., 1980. – № 9. – с. 123–125.
10. S.W. Churchill. Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes // Chem. Eng. – 1977. – Vol. 84(24). – p. 91–92.

Bibliography (transliterated)

1. PHEs. Design, Applications and Performance Wang L, Sunden B, Manglik RM. – WIT Press, Southampton, 2007. – 270 p.
2. Plastinchatye teploobmenniki v sistemah teplosnabzhenija Zinger N.M., Taradaj A.M., Bar-mina L.S. – М.: Jenergoatomizdat, 1995. – 256 p.
3. Plastinchatye teploobmenniki v teplosnabzhenii: Monografija Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A. i dr. Pod red. Havina G.L. – Har'kov: NTU «HPI», 2007. – 448 p.
4. W.W. Focke, J. Zacharadies, I. Olivier. The effect of the corrugation inclination angle on the thermohydraulic performance of plate heat exchangers Int. J. Heat Mass Transfer. – 1985. – Vol. 28. – p. 1469–1479.
5. A. Muley, R.M. Manglik. Experimental study of turbulent flow heat transfer and pressure drop in a plate heat exchanger with chevron plates ASME J. Heat Transfer. – 1999. – Vol. 121. – p. 110–117.
6. H. Martin. Theoretical approach to predict the performance of chevron-type plate heat exchangers Chem. Eng. Process. – 1996. – Vol. 35. – p. 301–310.
7. Dović D, Palm B., Švaić S. Generalized correlations for predicting heat transfer and pressure drop in plate heat exchanger channels of arbitrary geometry International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – Vol. 52 (19–20). – p. 4553–4563.
8. Khan TS., Khan MS, Chyu M-C, Ayub ZH, 2010, Experimental investigation of single phase convective heat transfer coefficient in a corrugated plate heat exchanger for multiple plate configurations. Applied Thermal Engineering. – 2010. – Vol. 30 (8–9). – p. 1058–1065.
9. Tovazhnjanskij L.L., Kapustenko P.A., Cybul'nik V.A. Teploobmen i gidravlichesкое soprotivlenie shhelevidnyh kanalov setchato-potochnogo tipa plastinchatyh teploobmennikov Izv. vuzov «Jenergetika» – М., 1980. – # 9. – p. 123–125.

10. S.W. Churchill. Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes Chem. Eng. – 1977. – Vol. 84(24). – p. 91–92.

УДК 66.045.01

Арсеньєва О.П.

УЗАГАЛЬНЕНЕ РІВНЯННЯ ДЛЯ РОЗРАХУНКУ ГІДРАВЛІЧНОГО ОПРУ КАНАЛІВ ПЛАСТИНЧАСТИХ ТЕПЛОБМІННИКІВ

У роботі виконаний аналіз впливу форми гофрування теплопередаючих пластин пластинчастих теплообмінних апаратів (ПТА) на гідравлічний опір утворюваних ними каналів сітково-потокowego типу. Встановлено вирішальний вплив кута нахилу гофрування до вертикальної осі пластини. Отримане рівняння, яке узагальнює експериментальні дані різних авторів для гідравлічного опру каналів сітково-потокowego типу при синусоїдальній та трикутній формі гофрування. Рівняння може бути застосоване для розрахунків з оптимізації форми гофрування пластин ПТА.

Arsenyeva O.

THE GENERALIZED CORRELATION FOR CALCULATION OF HYDRAULIC RESISTANCE IN CHANNELS OF PLATE HEAT EXCHANGERS

The paper concerns with analysis of the influence of corrugation form of plate heat exchangers (PHEs) heat transfer plates on hydraulic resistance of the formed channels. The crucial influence of the corrugation inclination angle to the vertical axis of plate is shown. The equation, which generalizes experimental data of different authors for hydraulic performance of inter-plate channels with sinusoidal and triangle corrugations shape is obtained. The equation can be used for calculations at the PHE plate corrugation patterns optimization.

«ИНТЕГРИРОВАННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ И ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЕ»

Ежеквартальный научно-практический журнал

Редколлегией к опубликованию принимаются статьи по следующим научным направлениям:

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

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

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

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

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЬИ:

Размер бумаги А4 (210x297 мм); левое и правое поля – 25 мм, верхнее и нижнее – 30 мм; рекомендуемый шрифт Times New Roman Суг; размер шрифта – 12; межстрочный интервал – 1.

ПОРЯДОК РАЗМЕЩЕНИЯ МАТЕРИАЛА:

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

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

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

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

Украина, 61002,
Харьков-2, ул. Фрунзе, 21,
НТУ «ХПИ», редколлегия журнала
«Интегрированные технологии и энергосбережение»,
секретарю редколлегии Горбунову К.А.

Тел. (057) 720-22-23.

Факс (057) 720-22-95.

Email: gorbunov@kpi.kharkov.ua

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

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

ПОДПИСНОЙ ИНДЕКС 22786