

ІТЕ ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

Щоквартальний науково-практичний журнал

4'2018

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

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

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

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

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

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

ЧЛЕНИ РЕДКОЛЕГІЇ:

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

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:

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

ЗМІСТ

ЕНЕРГЕТИКА ТЕПЛОТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

| | |
|---|----|
| <i>Бабак Т. Г., Хавин Г. Л.</i> Проектирование и расчет пластинчатых теплообменников с разной конфигурацией профиля каналов..... | 3 |
| <i>Черкашина Г. М., Рассоха О. М., Титаренко В. М.</i> Розробка та дослідження екологічного та енергезберігаючого клею для взуттєвої промисловості..... | 11 |
| МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПРОМИСЛОВОГО ОБЛАДНАННЯ | |
| <i>Дубовец О. М., Подустов М. О., Дзевочко О. М., Букатенко О. І., Ворожбіян Р. М.</i> Методи модернізації п'єзометричних щільномірів та рівнемірів | 19 |
| <i>Барабаш П. А., Соломаха А. С., Усенко В. І., Петренко В. Г., Боянівський В. П.</i> Влияние режимных параметров на эффективность работы термоэлектрического теплового насоса ALTEC-7005..... | 29 |

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

*Волонцевич Д. О., Ключка Р. В., Собко А. П.,
Стримовский С. В.*

Анализ режимов работы гибридной
силовой установки с электромеханической
трансмиссией на перспективном
колесном бронетранспортере34

Середа В. В., Горін В. В.

Гідродинаміка і теплообмін під час
конденсації пари робочих речовин у
середині горизонтальних труб у разі
стратифікованого режиму течії фаз.
Розрахунок тепловіддачі.....48

Карев А. И.

Разработка технологии получения изделий
строительного назначения из вторичных
полиолефинов и агропромышленных
отходов.....57

СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ ТА ОБРОБКИ ІНФОРМАЦІЇ

*Белінська А. П., Жирнова С. В.,
Овсяннікова Т. О., Мандзій Т. П.*

Вибір і обґрунтування жирової основи
рослинного походження для крему.....63

Орлова Н. О., Подчасова Г. О.

Питання енергозбереження при
поквартирному утепленні будівель.....69

Сторінка редколегії..... 74

Затверджено Вченою радою НТУ «ХПІ» (протокол № 9 від 30.11.2018 р.)

Інтегровані технології та енергозбереження / Щоквартальний науково-практичний журнал. –
Харків : НТУ «ХПІ», 2018. – № 4. – 76 с.

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

УДК 621.565.954.4

Бабак Т.Г., доцент, Хавин Г.Л., д.техн.н., профессор

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"

ПРОЕКТИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ПЛАСТИНЧАТЫХ ТЕПЛООБМЕННИКОВ С РАЗНОЙ КОНФИГУРАЦИЕЙ ПРОФИЛЯ КАНАЛОВ

Ключевые слова: пластинчатые теплообменники, высота гофрировки, анализ теплопередачи, сопротивление загрязнению, потери давления.

Введение. В промышленности существуют приложения, особенно связанные с рекуперативным использованием пластинчатых теплообменных аппаратов (ПТА), когда по условиям рекуперации энергии имеется значительная разница между расходами горячего и холодного теплоносителей. В этом случае при обеспечении требований передачи тепла, температурного режима работы и выполнения условий по потерям давления в аппарате, по стороне теплоносителя с меньшим расходом резко падает скорость в каналах теплообменника. Это обстоятельство существенным образом сказывается на снижении величины коэффициента теплоотдачи со стороны этого теплоносителя и общего коэффициента теплопередачи аппарата. Кроме того снижение скорости в каналах приводит к падению величины касательного напряжения на стенке и, как следствие, к интенсификации загрязнения поверхности теплообмена в процессе эксплуатации. Таким образом, несмотря на привлекательность установки пластинчатого теплообменника с позиций рекуперации энергии (энергосбережения) условия его работы являются крайне невыгодными из-за большой поверхности теплообмена, обусловленной использованием теплоносителя с большим расходом, что приводит к падению скорости теплоносителя по стороне с малым расходом.

Аналогичная ситуация может иметь место при использовании по одной стороне теплоносителя с очень низким коэффициентом теплопроводности, что приводит к существенному снижению коэффициента теплоотдачи и росту пакета пластин (поверхности теплообмена) для обеспечения параметров функционирования аппарата. Примерно такая же картина наблюдается в случае, когда один из теплоносителей имеет существенно более высокую вязкость, чем другой, что требует проектирования большого числа каналов для выполнения условий по потерям давления в аппарате. Это приводит к существенному снижению скорости теплоносителя по другой стороне в теплообменнике, со всеми вытекающими отсюда последствиями.

Постановка проблемы и ее современное состояние. Анализ литературных источников. Модернизация предприятий нефтехимической, химической и других отраслей промышленности, связана с усилением доли рекуперации тепла, что сопровождается увеличением действующих температурных режимов и давлений, установке теплообменного оборудования на новых позициях теплообмена. Основную номенклатуру теплообменного оборудования, например, на нефтеперерабатывающих заводах составляют кожухотрубные аппараты. Несмотря на высокую надежность в эксплуатации в условиях высоких температур и давлений, они имеют большие габариты и невысокий коэффициент теплопередачи. Требования к повышению эффективности теплопередачи, уменьшению габаритов, снижению загрязнения теплопередающей поверхности и минимизации остановок на чистку аппаратов, создали предпосылки к замене кожухотруб-

ного оборудования на пластинчатые теплообменные аппараты или их установку параллельно.

В качестве таких теплообменных аппаратов предлагается использовать сварные пластинчатые и спиральные теплообменники [1]. Сварные аппараты позволяют осуществлять теплообмен при высоких температурах $\sim 300\text{--}350\text{ }^\circ\text{C}$, высоких давлениях ~ 32 бар, а также работать с ядовитыми и опасными средами.

В настоящее время имеется достаточно широкая номенклатура сварных теплообменников перекрестного тока типа «Compracloc» [2,3], выпускаемых серийно различными производителями. Главное преимущество этих аппаратов это их компактность, возможность компоновки многоходовых аппаратов для повышения скорости в каналах, полуразборная мойка и присутствие небольшого количества теплоносителя в аппарате. Главным их недостатком является высокая стоимость и ухудшение гидравлических характеристик (повышение потерь давления) за счет загрязнения поверхности теплопередачи процессе эксплуатации.

Жесткий и компактный сварной пластинчатый теплообменник AlfaRex хорошо подходит для работы с агрессивными средами или высокими температурами и (или) давлениями, циклическими по температуре и (или) давлению, а также для рекуперации тепла. Типичный AlfaRex аппарат занимает лишь одну шестую часть площади и весит всего одну шестую от сравнимого кожухотрубчатого теплообменника [4].

Кроме того, в настоящее время разработаны и успешно эксплуатируются и другие типы сварных пластинчатых теплообменников смешанного типа, такие как пластинчато-оболочечные (Plate-and-Shell HE – PSHE) [1,5]. Аппараты такой конструкции были разработаны Vahterus Oy Company [5] и выпускаются также производителями теплообменного оборудования Alfa Laval, Gea, Tranter и другие. В этих аппаратах используются пластины круглой формы с круглой или квадратной гофрированной поверхностью теплообмена. Главным преимуществом таких аппаратов является одноходовость компоновки, высокий коэффициент теплопередачи и низкая стоимость изготовления [1,6].

Реализация пластинчатой конструкции с каналами различного проходного сечения используется в воздушных охладителях–подогревателях [10,11]. Здесь применяются сварные перекрестно и прямоточные теплообменники с гофрированными каналами треугольной формы. Представлено трехмерное конечно элементное моделирование, использующее $k\text{--}\epsilon$ модель для полностью развитого турбулентного потока. Вычисленные поля потоков предоставили недоступную информацию о структурах потока и механизмах улучшения теплопередачи. Было получено распределение локального коэффициента теплопередачи.

Эффективное использование сварных ПТА в различных системах рекуперации и сетях теплообменников требует надежных методов их проектирования. Корректный расчет и выбор правильной конструкции аппарата может значительно отличаться от известных методов расчета разборных теплообменников, современный анализ расчетных методов которых представлен, например, в [1,7]. Однако сварная конструкция создает некоторые дополнительные особенности в процедуре проектирования, хотя эти аппараты с параллельным потоком моделируются аналогично, как и разборные ПТА [8].

Цель и задачи исследования. Обоснование целесообразности и разработка теоретических основ создания пластинчатых теплообменников с различной высотой гоф-

рировки каналов (с разной площадью поперечного сечения каналов), которые позволяют преодолевать недостатки использования традиционных компоновок.

Для реализации конструкции сварных пластинчатых теплообменников с каналами разных поперечных сечений (разные высоты и шаг гофрирования) разработка математической модели расчета по аналогии с расчетом традиционных пластинчатых теплообменников.

Математическое моделирование. Рассмотрим пластинчатый теплообменник, у которого каналы по горячей и холодной стороне имеют различную площадь поперечного сечения (различную высоту гофрирования), но одинаковую ширину и длину пластины. Потери давления по сторонам теплоносителей Δp_h , Δp_c , Па по горячей стороне и Δp_c , Па по холодной стороне, можно записать в виде:

$$\Delta p_h = B_h \cdot \text{Re}_h^{-m_h} \cdot \frac{l_{prh}}{d_{ekvh}} \cdot \frac{\rho_h w_h^2}{2}, \quad (1)$$

$$\Delta p_c = B_c \cdot \text{Re}_c^{-m_c} \cdot \frac{l_{prc}}{d_{ekvc}} \cdot \frac{\rho_c w_c^2}{2}.$$

В соотношении (1) потери давления в портах и присоединениях не учитываются, теплообменник считается одноходовым. В этих равенствах индексы h и c относятся соответственно к горячей и холодной стороне; ρ_h , ρ_c – плотность, кг/м³; w_h , w_c – скорость теплоносителей в каналах, м/с; l_{pr} – приведенная длина, м; d_{ekv} – эквивалентный диаметр, м; Re – число Рейнольдса; B и m – постоянные.

Эти соотношения можно переписать в виде

$$\Delta p_h = B_h \cdot \left(\frac{w_h \cdot 2\delta_h}{\nu_h} \right)^{-m_h} \cdot \frac{b \cdot \Phi_h \cdot \rho_h w_h^2}{2\delta_h}, \quad (2)$$

$$\Delta p_c = B_c \cdot \left(\frac{w_c \cdot 2\delta_c}{\nu_c} \right)^{-m_c} \cdot \frac{b \cdot \Phi_c \cdot \rho_c w_c^2}{2\delta_c},$$

где δ_h , δ_c – высота гофрировки в каналах, м; ν_h , ν_c – кинематическая вязкость, м²/с; b – ширина пластины, м; Φ – коэффициент увеличения площади за счет гофрировки. Скорость теплоносителя в каналах пластинчатого теплообменника может быть представлена в виде

$$w_h = \frac{\nu_h}{n_{chh} \cdot b \cdot \delta_h} \quad \text{и} \quad w_c = \frac{\nu_c}{n_{chc} \cdot b \cdot \delta_c}, \quad (3)$$

где ν_h , ν_c – объемный расход горячего и холодного теплоносителя соответственно, м³/с; n_{chh} , n_{chc} – число каналов по горячей и холодной стороне. Без ущерба общности рассуждений будем считать, что число каналов равное, т.е. $n_{chh} = n_{chc} = n_{ch}$. Из соотношения (2) с учетом (3) можно получить равенство

$$\left(\frac{\delta_c}{\delta_h}\right)^3 = \frac{[\Delta p_h]}{[\Delta p_c]} \cdot \frac{B_c}{B_h} \cdot \frac{\Phi_c}{\Phi_h} \cdot \frac{\rho_c}{\rho_h} \times \left(\frac{v_c}{v_h}\right)^2 \cdot \left(\frac{v_h}{v_h}\right)^{m_h} \cdot \left(\frac{v_c}{v_c}\right)^{-m_c} \cdot \left(\frac{2}{n_{ch} \cdot b}\right)^{m_h - m_c} \quad (4)$$

Таким образом, задавшись высотой гофрировки по стороне теплоносителя с большим расходом, из выражения (4) можно определить высоту гофрировки по стороне с меньшим расходом теплоносителя. После чего, вычислить значение скоростей в каналах теплообменника, используя выражение (3).

Задача проектирования пластинчатого теплообменника в настоящее время точно сформулирована в [1,11] и сводится к определению минимального числа каналов (пластин) заданного типоразмера, совокупность которых обеспечивает заданные условия теплопередачи, и потери давления в аппарате при прохождении через него теплоносителей не превышают заданных по условиям задачи. При этом если будут удовлетворено условие по потерям давления по теплоносителю с большим расходом, то по стороне другого они будут заведомо меньше допустимого.

Когда полностью выполняется условие равенства заданным потерям давления по одному из потоков, то из выражения (1) можно записать

$$\frac{l_f}{d_{ekv}} = \frac{1}{\zeta(w)} \cdot \left(\frac{2 \cdot [\Delta p]}{\rho w^2} - \zeta_{neck} \right),$$

где $[\Delta p]$ максимально заданное значение потерь давления, Па; $\zeta(w)$, ζ_{neck} – коэффициент гидравлического трения на гофрированной поверхности и в распределительной части пластины. Используя это выражение и метод $\varepsilon - NTU$ можно получить нелинейное уравнение для определения значения скорости в канале, удовлетворяющей выражению (1) и далее площадь пластины и количество каналов (пластин), что описано в работах [6,13,14].

Для реализации проектирования сварных пластинчатых теплообменников с каналами различного поперечного сечения (разной высоты и шага гофрировки) было разработано математическое обеспечение, реализующее возможность такого моделирования. Общая идея алгоритма расчета состоит в нахождении оптимального значения длины пластины, которая определяет ее площадь, и количества пластин при условии удовлетворения всем требуемым условиям по передаче тепла и гидравлическим потерям в аппарате. Длина пластины является функцией гофрировки пластины и, соответственно, определяет скорость теплоносителей в каналах и их способность к теплопередаче. Достаточно хорошо известно, что интенсивность передачи тепла возрастает с увеличением угла наклона гофры и уменьшением ее высоты [1,12,13]. Естественно предположить, что лучшим решением, с этой точки зрения, будет комбинация максимально большого угла наклона и минимальной высоты гофрировки. Однако такое решение не всегда корректно, так как при этом значительно возрастают потери давления в аппарате по стороне теплоносителя с большим расходом и для удовлетворения условия по допустимым потерям давления необходимо большое количество каналов (пластин) или реализация многоходовости в аппарате. Увеличение количества каналов (пакета пластин в целом) приводит к резкому падению скорости по стороне теплоносителя с малым рас-

ходом, снижению коэффициента теплоотдачи и к ухудшению эффективности работы всего аппарата в целом. Кроме того, потеря скорости вызывает интенсификацию загрязнения на теплопередающей поверхности в аппарате.

Рассмотрим в качестве приложения применение пластинчатого сварного теплообменника с круглой пластиной [6], имеющей квадратную конфигурацию поверхности теплопередачи, на позиции нагрева сырой нефти обессоленной нефтью. Расчетные характеристики принимались следующими: тепловая нагрузка $Q = 840,5$ кВт; входная и выходная температуры греющего (горячего) теплоносителя соответственно $t_{11} = 346$ °С и $t_{12} = 300$ °С; входная и выходная температуры нагреваемого (холодного) теплоносителя соответственно $t_{21} = 269,3$ °С и $t_{22} = 284$ °С; допустимые потери давления по горячей и холодной стороне принимались равными 100 кПа. В данном примере отношение массовых расходов по горячей G_h и холодной стороне G_c составляет $G_h / G_c = 0,3$.

Расчеты теплообменников с различной высотой гофрировки приведены в табл. 1, из которой можно видеть, что минимум площади теплообмена достигается при высоте гофры 3,7 мм при принятых ограничений на площадь пластины – 1 м². В расчетах была принята высота гофрировки по горячей стороне $\delta_c = 0,002$ м.

Таблица 1 – Результаты расчетов теплообменников с различной высотой гофрировки

| Высота гофры, мм | Площадь пластины, м ² | Число пластин | Площадь теплообмена, м ² | Скорость в каналах, м/с | | Касательное напряжение на стенке, Па | |
|------------------|----------------------------------|---------------|-------------------------------------|-------------------------|-------|--------------------------------------|-------|
| | | | | Hot | Cold | Hot | Cold |
| 2,0 | 0,290 | 86 | 24,92 | 0,289 | 0,916 | 12,52 | 97,88 |
| 2,5 | 0,427 | 55 | 23,49 | 0,373 | 0,946 | 17,92 | 96,51 |
| 3,0 | 0,590 | 38 | 22,42 | 0,459 | 0,970 | 24,08 | 95,33 |
| 3,5 | 0,779 | 28 | 21,80 | 0,547 | 0,990 | 30,78 | 94,17 |
| 3,7 | 0,861 | 25 | 21,53 | 0,582 | 0,997 | 33,65 | 93,72 |
| 4,0 | 0,994 | 22 | 21,86 | 0,635 | 1,006 | 38,12 | 93,06 |
| 4,5 | 1,235 | 17 | 21,00 | 0,724 | 1,020 | 46,03 | 91,99 |
| 5,0 | 1,505 | 14 | 21,06 | 0,814 | 1,032 | 54,48 | 90,96 |
| 5,5 | 1,802 | 12 | 21,62 | 0,904 | 1,042 | 63,42 | 89,98 |

Величина касательного напряжения на стенке пластины является показателем склонности теплообменника к загрязнению в процессе работы. Чем эта величина выше, тем вероятность появления и роста отложений ниже. В большинстве промышленных приложений при расчетах пластинчатых теплообменников эта величина не должна быть ниже некоторого порогового значения, при котором допускается работа аппарата. Во всех случаях увеличение высоты гофрировки по стороне с высоким расходом теплоносителя приводит к росту касательного напряжения на стенке. Это свидетельствует о положительном эффекте использования компоновки пластинчатого теплообменника с разной шириной каналов (разной высотой гофрировки).

Выводы и заключение. Анализ полученных результатов позволил сделать вывод о том, что при фиксированной высоте гофры по стороне одного из теплоносителей (с меньшим расходом), изменение общей величины площади теплопередающей по-

верхности носит экстремальный характер. Экстремальное соотношение величин высоты гофрировки характеризуется примерным равенством потерь давления по горячей и холодной стороне.

Конструирование сварных пластинчатых теплообменников с круглой пластиной и использование пластин с различной высотой гофрировки по горячей и холодной стороне, является одним из перспективных направлений проектирования теплообменных аппаратов такого класса. Такой подход, за счет эффекта выравнивания скоростей в каналах, может привести к существенному уменьшению площади теплопередающей поверхности аппарата и, как следствие, снижению его стоимости. Кроме того, в такой конструкции реализуется увеличение величины касательного напряжения на стенках пластин, что положительно сказывается на сопротивлении загрязнению в процессе эксплуатации.

Анализ данных из табл. 1 показывает, что применение ПТА с различной высотой гофрировки каналов приводит, прежде всего, уменьшению площади поверхности теплопередачи аппарата, т.е. к фактическому уменьшению капитальных затрат. Также практически полностью удовлетворяются условия по допустимым потерям давления со стороны обоих теплоносителей, что благоприятно сказывается на динамике работы аппаратов. Кроме того, за счет выравнивания скоростей теплоносителей в каналах аппарата возрастает величина касательного напряжения на стенке пластин. Последнее обстоятельство позволяет замедлить процессы появления отложений и загрязнений на теплопередающей поверхности в процессе эксплуатации, и продлить срок непрерывной работы между остановками на очистку.

Литература

1. Klemes, J., Arsenyeva, O., Kapustenko, P., Tovazhnyansky, L. Compact Heat Exchangers for Energy Transfer Intensification: Low Grade Heat and Fouling Mitigation, CRC Press, Boca Raton, USA (2015).
2. AlfaLaval. Welded plate-and-block heat exchangers Available online at: <http://www.alfalaval.com>, last accessed 2017/11/04.
3. Andersson, E., Quah, J., Polley, G.T. Experience in application of Compabloc heat exchangers in refinery pre-heat trains. In: H. Muller-Steinhagen, M.R. Malayeri, A.P. Watkinson (Eds.) Proceedings of the International Conference on Heat Exchanger Fouling and Cleaning VIII-2009, pp. 39–43, Schlading, Austria (2009).
4. Rugged, efficient and trouble-free AlfaRex. All-Welded Plate Heat Exchanger / <http://www.alfalaval.com>, last accessed 2017/11/04.
5. Vahterus Oy. Plate & Shell Heat Exchanger, 2016. Available online at: www.vahterus.com/en/node/528, last accessed 2017/11/04.
6. Arsenyeva, O.P., Tovazhnyansky, L.L., Kapustenko, P.A., Khavin G.L. at al. Two types of welded plate heat exchangers for efficient heat recovery in industry, Applied Thermal Engineering, 105, 763–773 (2016).
7. Arsenyeva, O.P., Tovazhnyansky, L.L., Kapustenko, P.A., Khavin, G.L. Optimal design of plate-and-frame heat exchangers for efficient heat recovery in process industries, Energy 36 (8), 4588–4598 (2011).
8. Arsenyeva, O., Tovazhnyansky, L., Kapustenko, P., Khavin, G. Mathematical modelling and optimal design of plate-and-frame heat exchangers, Chemical Engineering Transaction, 18, 791–796 (2009).
9. Ciafalo, M., Di Piazza, I.D., Stasiak, J.A. Investigation of flow and heat transfer in the corrugated-undulated plate heat exchangers [Text] / M. Ciafalo, I.D. Di Piazza, J.A.

Stasiek // Heat and Mass Transfer. 2000. – N36. – P. 449–462.

10. Stasiek, J.A. Experimental studies of heat transfer and fluid flow across corrugated-undulated heat exchanger surfaces [Text] / J.A. Stasiek // International Journal Mass Transfer. 1998. – N 42. – P. 899–914.

11. Tovazshnyansky L.L., Kapustenko P.A., Khavin G.L., Arsenyeva O.P. Plate Heat Exchangers in heat supply Edited by G.L. Khavin, Kharkiv: NTU KhPI, Kharkiv, Ukraine (2007).

12. Arsenyeva, O.P., Tovazhnyansky, L.L., Kapustenko, P.A., Demirskiy, A.V. Heat transfer and friction factor in criss-cross flow channels of plate-and-frame heat exchangers, Theoretical Foundations of Chemical Engineering, 46 (6), 634–641 (2012).

13. Arsenyeva, O., Tovazhnyansky, L., Kapustenko, P., Khavin, G. The influence of plate corrugations geometry on plate heat exchanger performance in specified process conditions, Energy 57, 201–207 (2013).

14. Arsenyeva, O.P., Tovazhnyansky, L.L., Kapustenko, P.A., Khavin G.L. Optimal design of plate-and-frame heat exchangers for efficient heat recovery in process industries, Energy, 36 (8), 4588–4598 (2011).

УДК 621.565.954.4

Бабак Т.Г., доцент, Хавін Г.Л., д.техн.н., професор

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

ПРОЕКТУВАННЯ ТА РОЗРАХУНОК ПЛАСТИНЧАСТИХ ТЕПЛООБМІННИКІВ З РІЗНОЮ КОНФІГУРАЦІЄЮ ПРОФІЛЮ КАНАЛІВ

У багатьох застосуваннях хімічної технології, зокрема в нафтохімічній промисловості, за умовами рекуперації енергії є значна різниця між витратами гарячого і холодного теплоносіїв. У цьому випадку має місце різке зниження швидкості теплоносія в каналах з меншою витратою, що призводить до падіння величини коефіцієнта тепловіддачі з боку цього теплоносія і загального коефіцієнта теплопередачі апарата. Такий ефект сприяє падінню величини дотичного напруження на стінці і, як наслідок, до інтенсифікації забруднення поверхні теплообміну і порушення екологічної безпеки в процесі експлуатації. Представлені переваги і запропоновано спосіб інтенсифікації процесу теплопередачі в каналах розбірних та зварних пластинчатих теплообмінників з круглою пластиною за рахунок використання каналів з різною конфігурацією профілю по стороні теплоносіїв, що нагріває і що нагрівається. Використання такої конструкції призводить до вирівнювання швидкостей потоків в каналах, зменшення їх кількості і збільшенню величини дотичного напруження на поверхні теплопередачі пластин. Досліджується вплив геометричних параметрів гофрування на її здатність до теплопередачі. Для реалізації проектування зварних пластинчастих теплообмінників з каналами різного поперечного перерізу (різної висоти і кроку гофрування) було розроблено математичне забезпечення, що реалізує можливість такого моделювання. Загальна ідея алгоритму розрахунку полягає в знаходженні оптимального значення довжини пластини, яка визначає її площа, і кількості пластин за умови задоволення всім необхідним умовам по передачі тепла і гідравлічним втратам в апараті. Довжина пластини є функцією гофрування пластини і, відповідно, визначає швидкість теплоносіїв в каналах і їх здатність до

теплопередачі. Розглянуто конкретне застосування з розрахунку теплообмінників з каналами з різною висотою гофрування. Аналіз отриманих результатів дозволив зробити висновок про те, що при фіксованій висоті гофри по стороні одного з теплоносіїв (з меншою витратою), зміна загального розміру площі поверхні теплопередачі носить екстремальний характер.

Ключові слова: пластинчасті теплообмінники, висота гофрування, аналіз теплопередачі, опір забрудненню, втрати тиску.

Babak T., Khavin G.

DESIGN AND CALCULATION OF PLATE EXCHANGERS WITH DIFFERENT CONFIGURATION OF CHANNEL PROFILE

In many applications of chemical technology, in particular in the petrochemical industry, under the conditions of energy recovery there is a significant difference between the consumption of hot and cold heat carriers. In this case, there is a very strong decrease in the velocity of the heat carrier in the channels with less flow, which leads to a drop in the coefficient of heat transfer from this heat carrier and the overall heat transfer coefficient of the unit. Such an effect contributes to the drop in the magnitude of the tangential stress on the wall and, as a consequence, to the intensification of the heat transfer surface fouling and the violation of environmental safety during operation. Advantages are presented and a method for intensifying the process of heat transfer in the channels of gasketed and welded plate heat exchangers with a circular plate is proposed. It realized due to the use of channels with different profile configurations along the side of heating and heated carriers. The use of such a design leads to equalization of the flow rates in the channels, a reduction in their numbers and an increase in the shear stress on the heat transfer surface of the plates. The influence of the geometric parameters of the corrugation on its heat transfer capacity is investigated. To implement the design of welded plate heat exchangers with channels of different cross-section (different height and corrugation step), a software was developed that implements the possibility of such a modeling. The general idea of the calculation algorithm is to find the optimal value of the length of the plate, which determines its area, and the number of plates provided all the necessary conditions for the heat transfer and hydraulic pressure drops in the device are met. The length of the plate is a function of the plate corrugation and, accordingly, determines the velocity of the heat carrier in the channels and their ability to heat transfer. A specific application for the calculation of heat exchangers with channels with different heights of the corrugation was considered. The analysis of the obtained results allowed concluding that with a fixed height of the corrugations on the side of one of the heat transfer carrier (with less consumption), the change in the total value of the heat transfer surface area has extreme character.

Keywords: plate heat exchangers, corrugation height, heat transfer analysis, resistance to foiling, pressure drop.

УДК 678.5:665.931

Черкашина Г.М., к.техн.н., доцент, Рассоха О.М., к.техн.н., професор,
Титаренко В.М., ст.викладач

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ ЕКОЛОГІЧНОГО ТА ЕНЕРГЕЗБЕРІГАЮЧОГО КЛЕЮ ДЛЯ ВЗУТТЄВОЇ ПРОМИСЛОВОСТІ

Ключові слова: полімер, адгезія, клейова плівка, діоксид кремнію

1. Вступ

Пріоритетним напрямком розвитку легкої промисловості є розробка екологічно безпечних полімерних адгезійних композиційних матеріалів та технологій виробництва сучасної, високоякісної взуттєвої продукції. Технологія виробництва взуття пов'язана із застосуванням різних матеріалів (полімерів, шкіри, інших інгредієнтів) та технологічних процесів використання яких в багатьох випадках супроводжується виділенням в довкілля шкідливих речовин. Наприклад, частина летких органічних сполук, випаровуючись при сушінні адгезивної (клейової) плівки, що потребує значних енерговитрат, органічні сполуки потрапляють в атмосферне повітря, забруднюючи його, а частина залишається в клейовій плівці і при експлуатації взуття негативно впливає на людину [1].

Перспективним з екологічної точки зору є полімерні клеї-розплави, які використовують для адгезійного кріплення низу взуття. На даний час має місце відсутність якісних рецептур полімерних екологічно небезпечних полімерних рецептур, що забезпечують надійне водо-, термостійке та довговічне адгезійне з'єднання елементів взуття [2].

2. Аналіз літературних даних та обґрунтування проблеми

Аналіз робіт з розробки рецептур клеїв-розплавів на основі кополімеру ЕВА, виявив, що ефективним наповнювачем є діоксид кремнію. У деяких роботах описується клей-розплав, отриманий шляхом наповнення кополімеру ЕВА мікродисперсним діоксидом кремнію (розмір часток 30 мкм). Клеї-розплави на основі кополімеру ЕВА, модифікованого мікродисперсним діоксидом кремнію і тауритом широко застосовують у паперовій та меблевій промисловості. Використання мікродисперсного діоксиду кремнію і тауриту в якості наповнювача дозволяє скоротити кількість компонентів клею і він має стабілізуючі і модифікуючі властивості [3].

В деяких випадках для склеювання окремих елементів взуття використовуються низьков'язкі адгезиви на основі фурано-епоксидних реакційноздатних олігомерів [4], що мають високу седиментаційну та агрегативну стабільність [5].

Розробка та оптимізація складу екологічно чистих полімерних адгезивів (клеїв-розплавів), вискоєфективної технології адгезійного з'єднання низу взуття, що забезпечує максимальну міцність адгезійного контакту без використання матеріалів і систем розчинного типу які містять шкідливі, алергенні органічні сполуки є актуальним завданням. Його вирішення сприяє виробництву якісного взуття з екологічної, експлуатаційної точок зору, значно покращить умови праці виробничого персоналу на взуттєвих підприємствах [6–7].

3. Мета та задачі дослідження

Метою роботи є розробка технології клейового кріплення взуття з різних матеріалів і рецептур композицій клею-розплаву підвищеної екологічності, що виключають проведення попередньої хімічної обробки підошовних матеріалів і забезпечують міцність і вологостійкість з'єднання.

Для досягнення поставленої мети визначені такі завдання дослідження: систематизація та аналіз клейових композицій, що застосовуються для клейового кріплення взуття; дослідження адгезійних властивостей кополімеру етилену і вінілацетату (ЕВА) – основи клею-розплаву, при введенні до їх складу нанодисперсних модифікуючих добавок; розробка нової рецептури і вивчення структури і властивостей клеїв-розплавів на основі кополімеру ЕВА для клейового кріплення взуття; розробка методики приклеювання взуття з різних матеріалів з використанням модифікованих клеїв-розплавів на основі кополімеру ЕВА; дослідження експлуатаційних властивостей взуття запропонованого способу кріплення.

4. Матеріали та методи дослідження

В якості об'єктів досліджень обрані кополімер етилену та вінілацетату (ЕВА) як полімерна основа клеїв-розплавів, що найкращим чином відповідають вимогам екологічної безпеки, а також автоматизації виробництва взуттєвих виробів. В якості наповнювачів нанодисперсні модифікуючі добавки – діоксид кремнію та таурит.

Дослідження структури кополімеру ЕВА проводилися з використанням фізико-хімічних методів аналізу на сучасних приладах і лабораторних установках. Для дослідження показників властивостей клейових з'єднань використані стандартні методики випробувань на розшаровування, термостійкість і водостійкість.

Для розробки рецептури, її оптимізації, дослідження комплексу технологічних та експлуатаційних властивостей полімерних адгезивів (клеїв-розплавів) для виробництва взуття в якості полімерної матриці використовували кополімер етилену та вінілацетату (ЕВА). Обраний полімерний матеріал характеризується високим рівнем адгезійних властивостей, утворює однорідні, гомогенні структури з іншими матеріалами органічного та неорганічного походження, екологічно безпечний. Експериментально досліджувалися марки кополімерів ЕВА марок ES 28005 та ES18002 (виробництва Південної Кореї), деякі властивості яких наведені у табл. 1.

Таблиця 1 – Фізико-хімічні властивості кополімеру на основі етилену з вінілацетатом

| Показник | Марки кополімеру ЕВА | |
|--|----------------------|----------|
| | ES 28005 | ES18002- |
| Густина, кг/м ³ | 948 | 939 |
| Показник плинності розплаву (ППР), г/10 хв. | 5,0 | 2,5 |
| Масова частка вінілацетату у макромолекулі ЕВА, мас. % | 28 | 18 |
| Руйнівна напруга при розриві, МПа, не менше | 14,5 | 12,0 |
| Відносне подовження при розриві, %, не менше | 600 | 550 |
| Адгезійна міцність при розшаруванні, (кН/ м) не менше | 4,5 | 3,8 |

Для дослідження експлуатаційних властивостей адгезивних композицій в якості дисперсного (нульмірного) наповнювача був обраний таурит – сланцевий дрібнодисперсний порошок марки ТС-Д (таблиця 2).

Таблиця 2 – Загальні характеристики дисперсного наповнювача – тауриту

| Показник | Нормоване значення показника |
|--|--|
| Зовнішній вигляд | Дрібнодисперсний порошок від темно-сірого до чорного кольору |
| Дисперсність подрібнення, мас. % від 0 до 10 мкм | 75 |
| Масова частка вуглецю, мас. % | 3,5–10 |
| Масова частка діоксиду кремнію, мас. % | 50–85 |
| Густина, кг/м ³ | 2500 |
| Вміст часток розміром менше 10 мкм, мас. % | 97–99 |

Таурит одночасно є активним наповнювачем, модифікатором і пластифікатором. Таурит має високу питому поверхню (понад 20 м²/г, високий сумарний об'єм пор: 0,05–0,15 см³/см³) при ефективному радіусі 30–100 Å. Складається з глобулярного, рентгеноаморфного, метастабільного вуглецю високодисперсного діоксиду кремнію. Вуглець у тауриті знаходиться у некристалічній формі з графітоподібною структурою, у нього відсутня графітова структура. Графітоподібні шари вуглецю довжиною 4–6 нм заблоковані в пачки з кількістю шарів 3–8. Пачки утворюють глобулярні елементи розміром 10–20 нм з фулереноподібною структурою.

Вуглець і діоксиду кремнію не розділяються при подрібненні і мають дві взаємопроникаючі мозаїчні структури з контактною поверхнею між фазами приблизно 20 м²/г, що забезпечує дифільні властивості тауриту і спроможність змішуватися з полімерами різної полярності.

Оцінку фізико-механічних властивостей клею-розплаву з дисперсним наповнювачем на основі кополімеру ЕВА здійснювали з використанням стандартних методів випробувань (відносна подовження при розриві, когезійна міцність при розтягуванні). Для визначення характеру взаємодії частинок наповнювача (тауриту, діоксиду кремнію) і кополімеру ЕВА застосовувався метод інфрачервоної спектроскопії.

5. Результати дослідження адгезивних композиційних матеріалів

Основним технологічним параметром адгезивних композицій (клеїв-розплавів) є робоча температура процесу склеювання (визначали за оригінальною методикою за допомогою латунного диску), що знаходиться в інтервалі температур плавлення та деградації полімерної матриці – кополімер ЕВА. Експериментально встановлено, що середня температура розм'якшення кополімеру ЕВА марки 28005 складає 70 °С, марки 18002–75 °С, а температура плавлення 135 °С (марка 28005) і 165 °С (марка 28005) відповідно.

Експериментально визначено діапазон температур при яких полімерна основа клею-розплаву (ЕВА) має оптимальну плинність, тобто найбільше значення показника плинності розплаву матеріалу. Для дослідження обрано технологічно прийнятний температурний інтервал 90–210 °С (рис. 1).

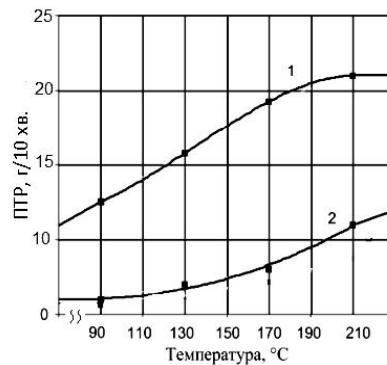


Рисунок 1 – Залежність показника плинності розплаву кополімеру ЕВА від температури: 1 – марка ES 28005; 2 – марка ES 18002

Аналіз експериментальних даних (рисунок 1) свідчить про монотонне збільшення показника плинності розплаву кополімеру ЕВА при зростанні температури. Абсолютне значення в'язкості, швидкість її зменшення суттєво залежать від хімічного складу кополімеру ЕВА (масової частки вінілацетату у макромолекулі полімеру). У кополімеру ЕВА марки ES 28005 (28 мас. % вінілацетату) починається стабілізація в'язкості при 190–210 °C. Висока в'язкість полімерної матриці на основі кополімеру ЕВА зменшує швидкість проникнення адгезиву до пор взуттєвих матеріалів при склеюванні, що призводить до зниження міцності склеювання елементів взуття. Кополімер ЕВА з 28 мас.ч. вінілацетату навпаки, різко знижує в'язкість вже при температурах 110-120 °C Низький рівень в'язкості адгезиву в області робочих температур експлуатації, незважаючи на високу швидкість заповнення пір взуттєвих матеріалів адгезивною композицією, негативно впливає на міцність склеювання завдяки утворення ділянок у виробі з повною відсутністю клейового прошарку.

6. Обговорення результатів дослідження

З метою отримання оптимальної рецептури клею-розплаву, підвищення адгезійних характеристик, термостабільності і регулювання в'язкості було вивчено вплив наповнювачів, що вводяться в досліджувані марки кополімерів ЕВА. Відомо, що властивості клеїв визначаються не тільки типом полімерної основи, а й ступенем наповнення, типом наповнювача, формою, розміром і взаємним розташуванням часток наповнювача. Полімери з частинками наповнювача малих розмірів, рівномірно розподіленими в полімерній матриці, характеризуються ізотропією властивостей, оптимум яких досягається при ступені наповнення, що забезпечує адсорбцію всього обсягу полімерної основи поверхнею дисперсного наповнювача. Експериментально встановлено, що оптимальним є введення дисперсного наповнювача в кількості 10 мас. ч. від маси кополімеру ЕВА. Подальше зростання ступеню наповнення призводить до різкого збільшення в'язкості системи, і, як результат, суттєве погіршення технологічних і експлуатаційних властивостей адгезивів.

Результати експериментальних випробувань полімерних адгезивів на міцність та еластичність, показали, що введення до кополімеру ЕВА мікродисперсного діоксиду кремнію (2,5 мас.ч.) призводить до зниження міцності й еластичності клейового матеріалу, а при збільшенні ступеню наповнення кополімеру ЕВА дисперсним наповнювачем дані параметри знижуються (рис. 2 б). При наповненні кополімеру ЕВА мікродисперсним тауритом (2,5 мас. ч.) спостерігається зростання міцності адгезивів, при цьому їх еластичність не зменшується. Збільшення ступеню наповнення наповнювачів до 10

мас.ч. призводить до зростання міцності клейового матеріалу, а збільшення концентрації дисперсного наповнювача понад 10 мас. ч. суттєво знижує міцність полімерних адгезивів і зменшення їх еластичності (рис. 2 а).

При введенні до складу кополімеру ЕВА дисперсного тауриту відбувається трансформація надмолекулярної структури високомолекулярної сполуки, що обумовлена впливом аморфної поверхні наповнювача на рухливість макромолекул кополімеру ЕВА. При низькому рівні ступеня наповнення (2,5 мас. ч) його частки виступають в ролі гетерогенних центрів зародкоутворення, що призводить до збільшення кристалічності, і як результат, підвищення міцності й еластичності клейових матеріалів. Однак, при подальшому збільшенні концентрації наповнювача (понад 10 мас. ч.) його частки обмежують рухливість макромолекул кополімеру ЕВА, що призводить до зниження параметрів, що аналізуються.

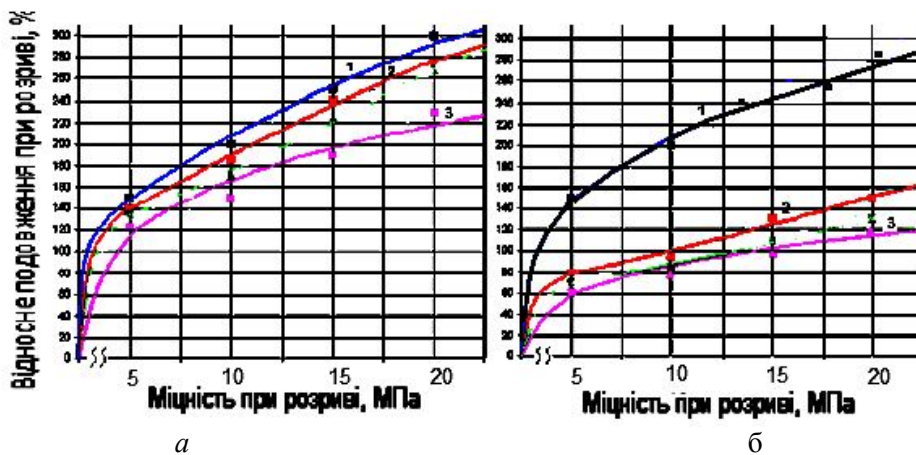


Рисунок 2– Залежність фізико-механічних властивостей наповнених клеїв-розплавів на основі кополімеру ЕВА від ступеня наповнення з відповідним розміром часток (а – таурит 10 мкм; б – діоксид кремнію 30 мкм): 1 – кополімер ЕВА + 2,5 мас. ч. наповнювача; 2– кополімер ЕВА + 5 мас. ч. наповнювача; 3– кополімер ЕВА + 10 мас. ч. наповнювача

Для аналізу характеру взаємодії кополімеру ЕВА, діоксиду кремнію і тауриту використані методи інфрачервоної спектроскопії, диференційного термічного та термогравіметричного аналізів.

На рисунку 3 представлені інфрачервоні спектри кополімеру ЕВА в чистому вигляді і з концентрацією мікродисперсного тауриту 2,5 мас.ч. Смуги поглинання при 3500 см^{-1} відповідають валентним коливанням –ОН групи, смуга меншої інтенсивності в районі 3605 см^{-1} – це коливання незв’язаних –ОН груп, а характеристична смуга більшої інтенсивності при 3456 см^{-1} – це ймовірно, коливання –ОН груп, що мають водневий зв’язок з групами С=О. Значна кількість полярних груп у складі кополімеру і тауриту обумовлює утворення водневих зв’язків при введенні мікродисперсного наповнювача в полімерну матрицю, сприяє підвищенню міцності адгезійного контакту. Водневі зв’язки в клеї-розплавів на основі СЕВА сприяють збільшенню когезії клейового матеріалу.

Інфрачервоні спектри кополімеру ЕВА, отриманих введенням до його складу частинок тауриту клеїв-розплавів практично ідентичні. Суттєва розбіжність спектрів відмічається при $1000\text{--}1400\text{ см}^{-1}$. В цій частині спектру спостерігаються асиметричні коливання, що може пояснюватися накладенням спектру тауриту та спектру кополімеру ЕВА. Аналіз інфрачервоних спектрів розроблених адгезійних композитів не виявив

нових хімічних зв'язків, ймовірно, що взаємодія між макромолекулами кополімеру і частинками наповнювача відбувається на міжмолекулярному рівні. Формування мозаїчної структури частинок мікродисперсного тауриту на поверхні гранул кополімеру, ймовірно, забезпечується, дією сил електростатичного притягання та за рахунок капілярних сил високопористих наповнювачів

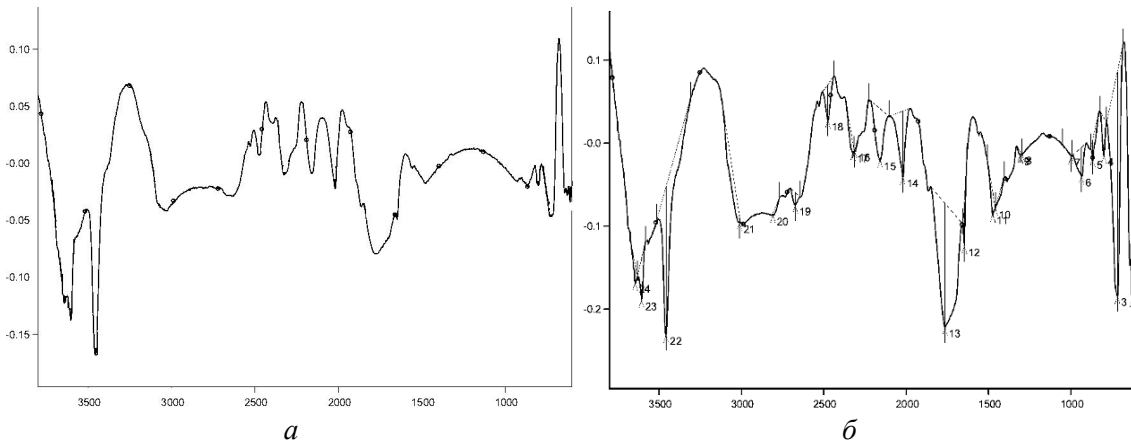


Рисунок 3 – Інфрачервоні спектри клею-розплаву на основі кополімеру ЕВА (а) та композиції кополімер ЕВА+ 2,5 мас. ч тауриту

Експериментальні данні термогравіметричного і диференційно термічного аналізу клею-розплаву, отриманого шляхом введення до кополімеру ЕВА дисперсного тауриту з розміром частинок 10 мкм наведені на рис. 4–5.

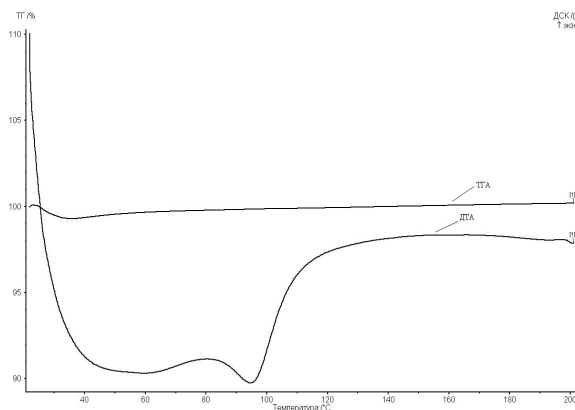


Рисунок 4 – Криві ТГА і ДТА аналізу клею-розплаву на основі кополімеру ЕВА

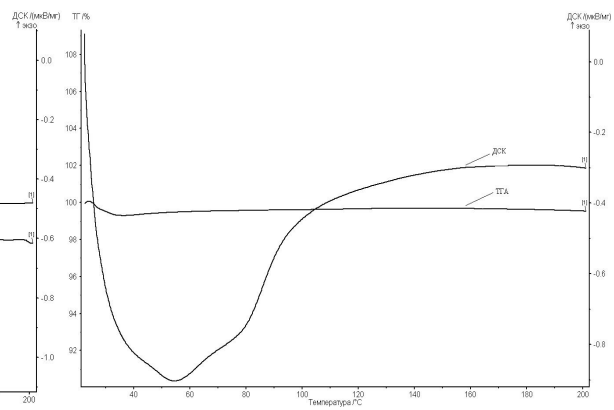


Рисунок 5 – Криві ТГА і ДТА аналізу клею-розплаву на основі кополімеру ЕВА з вмістом 2,5 мас.ч. тауриту

Аналіз отриманих експериментальних даних показує, що введення дисперсного наповнювача призводить до підвищення термостабільності адгезивної композиції, суттєво зменшує викид токсичних продуктів деструкції, тому що в наповненій системі втрати маси не спостерігається (крива ТГА). Введення дисперсного наповнювача забезпечує високу термостабільність або «життєздатність» клею-розплаву на основі кополімеру ЕВА

7. Висновки

Розроблено клейова композиція, яка має істотні переваги в порівнянні з казеїновими клеями. Зовнішній вигляд, консистенція клею зберігаються постійними при зберіганні більше 6 місяців, первісна схвативаемість клею становить 5–45 с при склеюванні. Клей відрізняється високими адгезійними характеристиками як до скляної, так і пластмасовій тарі, має підвищену водостійкість. Визначено оптимальний склад розробленої клейової композиції (кополімер ЕВА – 15,0–30,0 мас.%; гліцериновий ефір живичної каніфолі – 10,0–20,0 мас.%; термоеластоласт – 15,0–20,0 мас.%; наповнювач (таурит) – 3,0–10,0 мас.%; вазелінове масло – 9,5–12,5 мас.%).

Досліджено технологічні, адгезійні та експлуатаційні властивості клейової композиції.

Розроблено технологію приготування, нанесення та затвердіння клейової композиції. Проведено оцінку якості клейового з'єднання.

Література

1. Гвоздев Ю.М. Химическая технология изделий из кожи: учеб. пособие для студ. высш. учеб. завед./ Ю.М.Гвоздев. – М.: Издательский центр «Академия», 2003. с. 13–54.

2. Торосян Ю.В. Перспективы экологической безопасности обуви и обувного производства/ Ю.В.Торосян, В.Т.Прохоров, А.А. Тартанов // Техническое регулирование базовой основы товаров и услуг: Междунар. сб. науч. трудов. – Шахты: Изд-во ЮРГУЭС, 2008. с. 51–54.

3. Прохоров В.Т. Модифицирование клеев-расплавов на основе отечественных сополимеров ЭВА / Прохоров В.Т., Ширяева Л.Л. // Совершенствование химических и физико-химических процессов технологии обуви: Сборник. – Вильнюс, 1978. с. 11–21.

4. A.N. Rassokha, A.N. Cherkashina Development of high-furan-epoxy materials for the construction industry. "Eastern-European Journal of Enterprise Technologies".№3/6(81),2016 г., С. 38–44.

5. Рассоха А.Н., Черкашин А.Н., Алешко С.Е. Агрегативная седиментационная устойчивость дисперсных наполнителей в фурано-эпоксидных реакционных системах. Журнал «Інтегровані технології та енергозбереження», №2, 2010 р., с. 44–50.

6. Фомченкова Л.Н. Современные клеевые системы для обувного производства/ Л.Н. Фомченкова // Кожевенно-обувная промышленность, №5, 2009. с. 28–32.

7. Фомченкова М. Экологическая альтернатива клеям содержащим растворители/ М.Фомченкова, Андреева Н. // STEP №1, 2000. с. 21–27.

Bibliography (transliterated)

1. Gvozdev Yu.M. Himicheskaya tehnologiya izdeliy iz kozhi: ucheb. posobie dlya stud. vyissh. ucheb. zaved./ Yu.M.Gvozdev. – M.: Izdatelskiy tsentr «Akademiya», 2003. P. 13–54.

2. Torosyan Yu.V. Perspektivyi ekologicheskoy bezopasnosti obuvi i obuvnogo proizvodstva / Yu.V.Torosyan, V.T.Prohorov, A.A. Tartanov // Tehnicheskoe regulirovaniye bazovoy osnovyiyi tovarov i uslug: Mezhdunar. sb. nauch. trudov. – Shahtyi: Izd-vo YuRGUES, 2008. P. 51–54.

3. Prohorov V.T. Modifitsirovanie kleev-raspлавov na osnove otechestvennykh sopolimerov EVA / V.T.Prohorov, Shiryayeva L.L. // Sovershenstvovanie himicheskikh i fiziko-himicheskikh protsessov tehnologii obuvi: Sbornik. – Vilnyus, 1978. P. 11–21.

4. A.N. Rassokha, A.N. Cherkashina Development of high-furan-epoxy materials for the construction industry. "Eastern-European Journal of Enterprise Technologies". #3/6(81), 2016 g., P. 38–44.

5. Rassoha A.N., Cherkashin A.N., Aleshko S.E. Agregativnaya sedimentatsionnaya us-toychivost dispersnykh napolniteley v furano-epoksidnykh reaktsionnykh sistemakh. Zhurnal «Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya», #2, 2010 r., P. 44–50.

6. Fomchenkova L.N. Sovremennyye kleevyye sistemy dlya obuvnogo proizvodstva / L.N.Fomchenkova // Kozhevenno-obuvnaya promyshlennost, #5, 2009. P. 28–32.

7. Fomchenkova M. Ekologicheskaya alternativa kleyam soderzhaschim rastvorite-li / M.Fomchenkova, Andreeva N. // STEP #1, 2000. P. 21–27.

УДК 678.5:665.931

Черкашина А.Н., к.техн.н., доцент, Рассоха А.Н., к.техн.н., професор,
Титаренко В.М., ст.викладач

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ЭКОЛОГИЧЕСКОГО И ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩЕГО КЛЕЯ ДЛЯ ОБУВНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Разработаны новые рецептуры клеев-расплавов на основе сополимера ЭВА. Для производства клеев-расплавов использовали сополимеры ЭВА различных марок. В качестве наполнителя использовали диоксид кремния и микродисперсный таурит. Исследованы технологические, адгезионные и эксплуатационные свойства оптимальной клеевой композиции. Разработана технология приготовления и приклеивания обуви с использованием разработанных рецептур клеев-расплавов.

Cherkashina GM, Rasoshka OM, Titarenko V.M.

DEVELOPMENT AND RESEARCH OF ENVIRONMENTAL AND ENERGY SAFETY CLIMBING FOR THE OUTLET INDUSTRY

New formulations of glue-melts based on EVA copolymer have been developed. EVA copolymers of various brands were used for the production of glue-melts. As a filler, silicon dioxide and microdisperse taurite were used. The technological, adhesion and operational properties of the optimum adhesive composition have been investigated. The technology of cooking and gluing of shoes using developed adhesive-melts recipes has been developed.

УДК 681.542

Дубовец О.М., к. техн. н., доцент, Подустов М.О., д. техн. н., професор, Дзевочко О.М., к. техн. н., доцент, Букатенко О.І., к. техн. н., доцент, Ворожбіян Р.М., к. техн. н.

Національний технічний університет "Харківський політехнічний інститут"

МЕТОДИ МОДЕРНІЗАЦІЇ П'ЄЗОМЕТРИЧНИХ ЩІЛЬНОМІРІВ ТА РІВНЕМІРІВ

Ключові слова: рідина, вимірювання, рівномір, щільномір, п'єзометричний метод.

Вступ. П'єзометричні рівнеміри і щільноміри широко використовуються в різних галузях промисловості, що визначається їх простотою і можливістю застосування на різних рідких середовищах – агресивних, однофазних і багатofазних [1–4]. Робота п'єзометричних рівнемірів протікає відповідно до формули

$$H = P/\rho g, \quad (1)$$

де H – глибина занурення п'єзометричної трубки в рідину, м; P – тиск повітря в п'єзометричній трубці, Па; ρ – щільність контрольованої рідини, $\text{кг}/\text{м}^3$; g – прискорення вільного падіння, $\text{м}/\text{с}^2$.

В якості вимірювального приладу використовується манометр, шкала якого проградуєвана в одиницях виміру рівня [5].

Робота п'єзометричних щільномірів здійснюється відповідно до формули

$$\rho = P/Hg. \quad (2)$$

Шкала манометра градується в одиницях виміру щільності рідини [6].

З наведених формул випливає, що основною причиною виникнення похибок в результатах вимірювання п'єзометричних рівнемірів є залежність зазначених результатів від щільності контрольованих рідин, які можуть мати різні значення або щільність яких може змінюватися в ході технологічного процесу. Зазначена похибка п'єзометричних щільномірів може бути усунена за допомогою використання двох п'єзометричних трубок занурених у рідину на різну глибину. Щільність рідини розраховується відповідно до формули

$$\rho = \Delta P/\Delta Hg, \quad (3)$$

де $\Delta H = H_1 - H_2$ – різниця глибин занурення п'єзометричних трубок, м; $\Delta P = P_1 - P_2$ – різниця тисків в п'єзометричних трубках, Па.

Але застосування двох п'єзометричних трубок виключає похибку вимірювання, коли щільність рідини не змінюється по висоті. Використання фізично взаємопов'язаних закономірностей для вимірювання рівня і щільності рідин дозволяє припустити, що можливий варіант одночасного вимірювання щільності та рівня рідини, заснованого на п'єзометричному методі. Очевидно, що вказаний засіб повинен оцінювати з допус-

мою похибкою і рівень рідини в межах висоти об'єкта і щільність рідини, тобто в процесі вимірювання повинно забезпечуватися умови $H \neq f(\rho)$ і $\rho \neq f(H)$.

Мета роботи. Розробка нових перспективних методів вимірювання щільності та рівня п'єзометричним методом.

Основна частина. На основі аналізу залежності тисків у двох п'єзометричних трубках, занурених на різну глибину

$$P_1 = H_1 \rho g, \quad (4)$$

$$P_2 = H_2 \rho g, \quad (5)$$

при $P_1 > P_2$ та $H_1 > H_2$, можна стверджувати, що відношення

$$P_1/P_2 = H_1/H_2 \quad (6)$$

жорстко пов'язує тиск в п'єзометричних трубках і рівні їх занурення в рідину. Крім того, зазначена інформація дозволяє отримати значення

$$\Delta H = H_1 - H_2, \quad (7)$$

яке можна задати та

$$\Delta P = P_1 - P_2, \quad (8)$$

яке можна виміряти. Але тоді справедливо рівність

$$P_1/P_2 = H_1/(H_1 - \Delta H), \quad (9)$$

з якого випливає що рівень рідини

$$H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P, \quad (10)$$

де H_1 виражено через безупинно обчислювані P_1 і P_2 та постійну ΔH величини.

Спрощена схема п'єзометричного рівнеміра, що реалізує закономірності представлена на рис. 1.

$$H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P; \quad (11)$$

$$H_2 = P_2 \Delta H / \Delta P. \quad (12)$$

Рівнемір складається з двох п'єзометричних трубок 1 і 2, опущених в рідину 3 в об'єкті 4 на різну глибину, відповідно H_1 і H_2 , джерело стисненого повітря 5, перетворювачі тиску 6 і 7, мікропроцесор 8 і вторинний прилад 9.

Очевидно, що опущені в рідину на глибину H_1 і H_2 п'єзометричні трубки при відомих ΔP , P_1 і P_2 забезпечують еталонні умови для вимірювання рівня рідини будь-якої щільності в межах H_2 , що в повній мірі відноситься і до багатофазних рідин, що розширюються. Однак зазначена ідентичність порушується в зоні ΔH , що скорочує на ΔH межі вимірювання рівня рідини і її щільності. В межах ΔH рівень рідини можна визначити за формулою

$$H_{\Delta H} = P_{1\Delta H} / \rho_{\Delta H} g, \quad (13)$$

де $H_{\Delta H}$ – рівень рідини в кінці п'єзометричної трубки, м; $P_{1\Delta H}$ – тиск рідини в кінці п'єзометричної трубки, Па; $\rho_{\Delta H}$ – щільність рідини у межах ΔH , кг/м³.

Поточне значення $P_{1\Delta H}$ може бути виміряно, якщо в схемі рівнеміра (рис. 1) «відключена» п'єзометрична трубка 2 ($P_2 = P_{ат}$). Ця умова реалізується при використанні схеми рівнеміра – щільноміра, представленої на рис. 2.

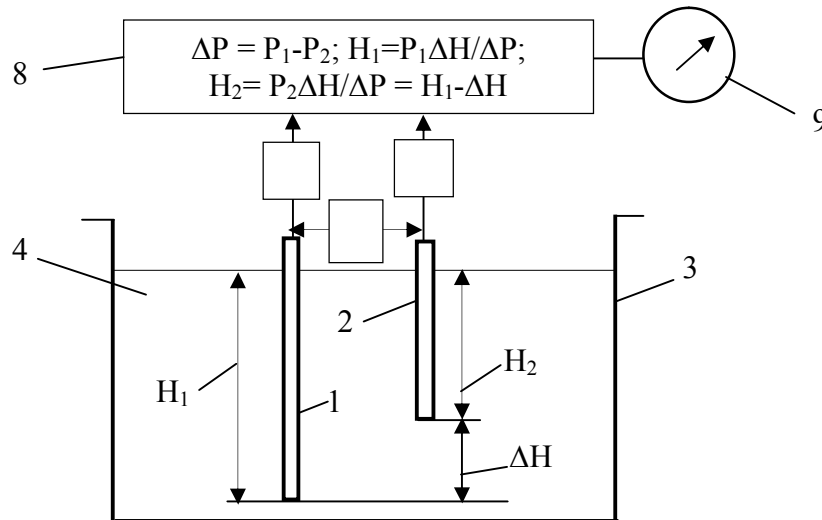


Рисунок 1 – Схема п'єзометричного рівнеміра

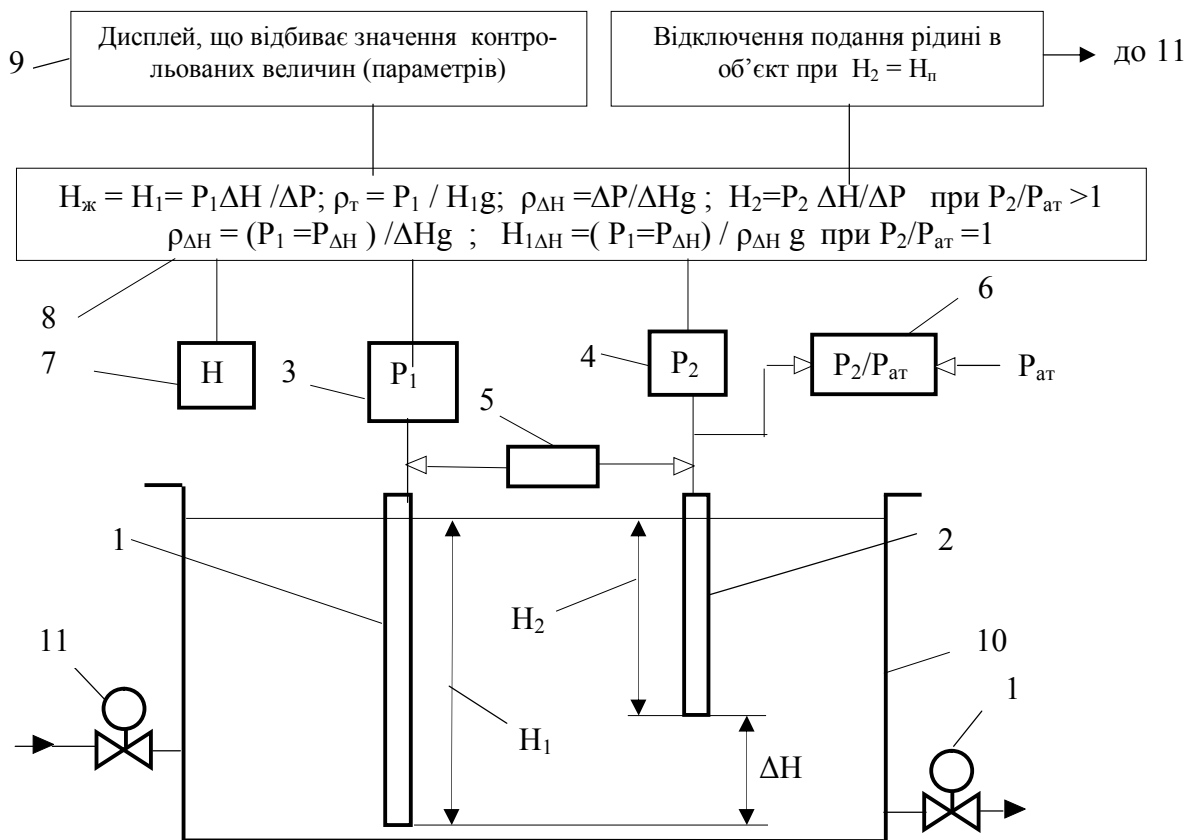


Рисунок 2 – Схема рівнеміра-щільноміра з умовним відключенням P_{H2}

В дану конструкцію введений блок вимірювання відносини тисків P_2 в п'єзометричній трубці з меншою H_2 глибиною занурення в рідину і атмосферного – $(P_2/P_{ат})$. Як засіб розрахунку поточних значень вимірюваних величин і формування керуючих сигналів використаний мікропроцесор, що виконує обчислювальні операції (за умови $P_2/P_{ат} > 1$) за формулами

$$H_ж = H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P; \quad (14)$$

$$\rho_1 = P_1 / H_1 g; \quad (15)$$

$$\rho_{\Delta H} = \Delta P / \Delta H g \text{ (в межах } H_2) \quad (16)$$

і (за умови $P_2/P_{ат} = 1$) - за формулами

$$H_1 = (P_1 = P_{\Delta H}) / \rho_{\Delta H} g; \quad (17)$$

$$\rho_{\Delta H} = (P_1 = P_{\Delta H}) / \Delta H g, \quad (18)$$

де ρ_1 – щільність рідини в межах H_2 , коли щільність вимірюється з урахуванням тисків P_1 , P_2 і ΔP , кг/м^3 ; g – прискорення вільного падіння, м/с^2 ; $\rho_{\Delta H}$ – щільність рідини при $(P_2 = P_{ат})$, коли рівень рідини вимірюється по тиску в п'єзометричній трубці з більшою глибиною занурення H_1 (при $H_1 \leq \Delta H$), кг/м^3 ; $\rho_{\Delta H}$ – щільність рідини в межах ΔH , кг/м^3 .

Рівнемір – щільномір містить дві п'єзометричні трубки 1, 2 занурені в рідину на глибину відповідно H_1 і H_2 ($H_1 = H_2 + \Delta H$), перетворювачі тиску в аналоговий електричний сигнал 3, 4, джерело живлення п'єзометричних трубок 5, перетворювач 6 різниці тисків в п'єзометричній трубці з H_2 і атмосферного $(P_2/P_{ат})$ в аналоговий електричний сигнал, задатчик граничного рівня 7, мікропроцесор 8, дисплей 9, що відображає поточні значення вимірюваних фізичних величин і технологічних параметрів, об'єкт 10, вхідний 11 та вихідний 12 регулюючі органи з виконавчими механізмами.

Робота рівнеміра – щільноміра здійснюється наступним чином. При заповненні об'єкта рідина починає впливати на п'єзометричну трубку з більшою глибиною занурення в рідину 1, з якої безперервно виходить повітря, що надходить з джерела стисненого повітря 5, створюючи в ній тиск $P > P_{ат}$. У п'єзометричній трубці 1 виникає тиск $P_1 = H_1 \rho g$, яке перетворюється в аналоговий електричний сигнал перетворювачем 3, вихід якого з'єднаний з одним із входів мікропроцесора 8 [7].

При подальшому заповненні об'єкта, коли рідина досягає п'єзометричної трубки 2, на вхід мікропроцесора надходять сигнали $P_1 = H_1 \rho g$ і $P_2 = H_2 \rho g$, відношення яких

$$P_1/P_2 = H_1 \rho g / H_2 \rho g = H_1/H_2; \quad (19)$$

$$P_2 = (P_1 - \Delta P); \quad (20)$$

$$H_2 = (H_1 - \Delta H) \quad (21)$$

тому

$$P_1/P_2 = H_1 / (H_1 - \Delta H); \quad (22)$$

$$H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P. \quad (23)$$

З формули (23) випливає, що результати вимірювання в межах H_2 не залежить від щільності рідкого середовища.

При спорожненні об'єкта в межах H_2 вимір рівня H_1 здійснюється відповідно до формули

$$H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P. \quad (24)$$

Тому, якщо навіть рідке середовище розшаровується (змінюється по висоті її щільність), то результати вимірювання H_1 в межах H_2 не залежать від щільності рідини. Але це триває до моменту $H_2 = 0$. Внаслідок чого в зоні ΔH незалежність результатів вимірювання рівня від щільності рідини виключається. Але в момент $P_2/P_{ат}=1$ мікро-процесор розраховує значення «кінцевої» щільності рідини на кордоні H_2 і ΔH за формулою

$$\rho_k = (P_1 - P_{\Delta H}) / \Delta H g \quad (25)$$

і поточне значення рівня H_1 в межах ΔH за формулою

$$H_1 = (P_1 - P_{\Delta H}) / \rho_k g, \quad (26)$$

де $P_{\Delta H}$ – тиск в п'єзометричній трубці 1 рівнеміра в зоні ΔH , Па.

При цьому можливий варіант визначення щільності рідини в зоні ΔH при $H_1 = \Delta H$ за формулою

$$\rho_{\Delta H} = \Delta P / \Delta H g, \quad (27)$$

а її рівень в зоні ΔH за формулою

$$H_1 = (P_1 - P_{\Delta H}) / \rho_{\Delta H} g. \quad (28)$$

Щільність рідини в даному випадку розраховується за певних H_1 і H_2 за формулами

$$\rho_1 = P_1 / H_1 g, \quad (29)$$

$$\rho_2 = P_2 / H_2 g. \quad (30)$$

Очевидно, що на однорідних (однофазних) рідких середовищах $\rho_1 = \rho_2$. Якщо рідкі середовища розшаровуються, то відносини ρ_1/ρ_2 і $\rho_2/\rho_{\Delta H}$ є «індикаторами» розшарування фаз, за величиною якого можна судити про якість перемішування твердих компонентів в рідині.

Таким чином, конструктивне рішення щільноміра – рівнеміра (рис. 2) в порівнянні конструктивним рішенням рівнеміра (рис. 1) має такі переваги:

1) забезпечує одночасне вимірювання рівня, щільності контрольованої рідини і рівномірності розподілу в ній розчинних (і нерозчинних) компонентів;

2) забезпечує можливість контролю рівня в діапазоні.

Слід зазначити, що контроль рівня рідини в межах ΔH забезпечує орієнтаційну інформацію про поточне його значення в разі розшарування рідин. Це пояснюється можливістю зміни щільності рідини в результаті розшарування її фаз, яке найбільш інтенсивно протікає в зоні ΔH . Очевидно, що зазначений недолік може бути усунутий шляхом визначення і реалізації еталонних умов вимірювання при будь-яких рівнях і щільності рідини і будь-яких закономірностей розподілу її фаз в різних зонах об'єкта.

Єдиною ознакою еталонних умов в розглядаємому випадку є ставлення

$$H_{1\max}/H_{2\max} = H_{1T}/H_{2T} = K_e, \quad (31)$$

де $H_{1\max}$, $H_{2\max}$ глибини занурення вимірювальних трубок в рідину до моменту $H_2 = 0$, м; H_{1T} і H_{2T} - поточні значення глибин занурення в рідину п'єзометричних трубок, м.

Можливим варіантом реалізації даної ознаки є забезпечення умови $H_2 \neq 0$ в межах H_1 . Це практично може бути здійснено в процесі вимірювання рівня за допомогою зміни глибини занурення п'єзометричної трубки з $H_2 = (H_1 - \Delta h)$ до межі, при досягненні якої відновлюється рівність

$$H_{1T}/H_{2T} = K_e. \quad (32)$$

При цьому необхідно знати інформацію, при наявності якої п'єзометрична трубка з меншою глибиною занурення повинна переміщатися вгору або вниз, забезпечуючи еталонні умови вимірювання. Зменшення рівня рідини в об'єкті на Δh призводить до нерівності

$$(H_1 - \Delta h)/(H_2 - \Delta h) > H_1/H_2. \quad (33)$$

Так як $H_1 > H_2$, то H_1 при зміні рівня на Δh зміниться в меншій мірі, ніж H_2 , що призводить до $P_1/P_2 > K_e$. Для забезпечення еталонних умов вимірювання необхідно п'єзометричну трубку з H_2 піднімати до отримання рівності $P_1/P_2 = K_e$, при якому

$$(H_1 - \Delta h)/(H_2 - \Delta h) = H_1/H_2. \quad (34)$$

Збільшення рівня на Δh призводить до нерівності

$$(H_1 + \Delta h)/(H_2 + \Delta h) < H_1/H_2 \quad (35)$$

і п'єзометричну трубку з H_2 необхідно опускати до межі $P_1/P_2 > K_e$, при досягненні якого забезпечується рівність

$$(H_1 + \Delta h)/(H_2 + \Delta h) = H_1/H_2. \quad (36)$$

Технічна реалізація еталонних умов в межах H_1 можлива за допомогою розробки системи, що стежить та безперервно забезпечує умову $H_{1T}/H_{2T} P_1/P_2 = K_e$. Конструкція рівнеміра-щільноміра яка реалізує принцип безперервного відстеження K_e , наведена на рис. 3.

Рівнемір - щільномір містить нерухому п'єзометричну трубку 1 з максимальною глибиною занурення $H_{1\max}$ в контрольовану рідину і рухливу п'єзометричну трубку 2 з максимальною глибиною занурення $H_{2\max} < H_{1\max}$ в контрольовану рідину в технологічному об'єкті 3, перетворювачі пневматичного сигналу в аналоговий електричний сигнал 4, 5, джерело стисненого повітря 6, шланг 7, перетворювач обертового руху в поступальний, що складається з корпусу 8, всередині якого розташований реверсивний двигун 9 і вертикальний шток 10, який приводиться в рух двигуном, індуктивний перетворювач лінійного переміщення в аналоговий електричний сигнал 11, 12, плунжер якого 11, закріплений на штоку 10 і переміщається в стаціонарно встановленої котушці 12, мікропроцесорний блок 13, вхід якого з'єднаний з виходом індуктивного перетворювача, а виходи з входами реверсивного двигуна 9 і входом вимірювального двохшкаль-

ного приладу 14, перша шкала якого проградуєрована в одиницях виміру рівня, друга - в одиницях виміру щільності.

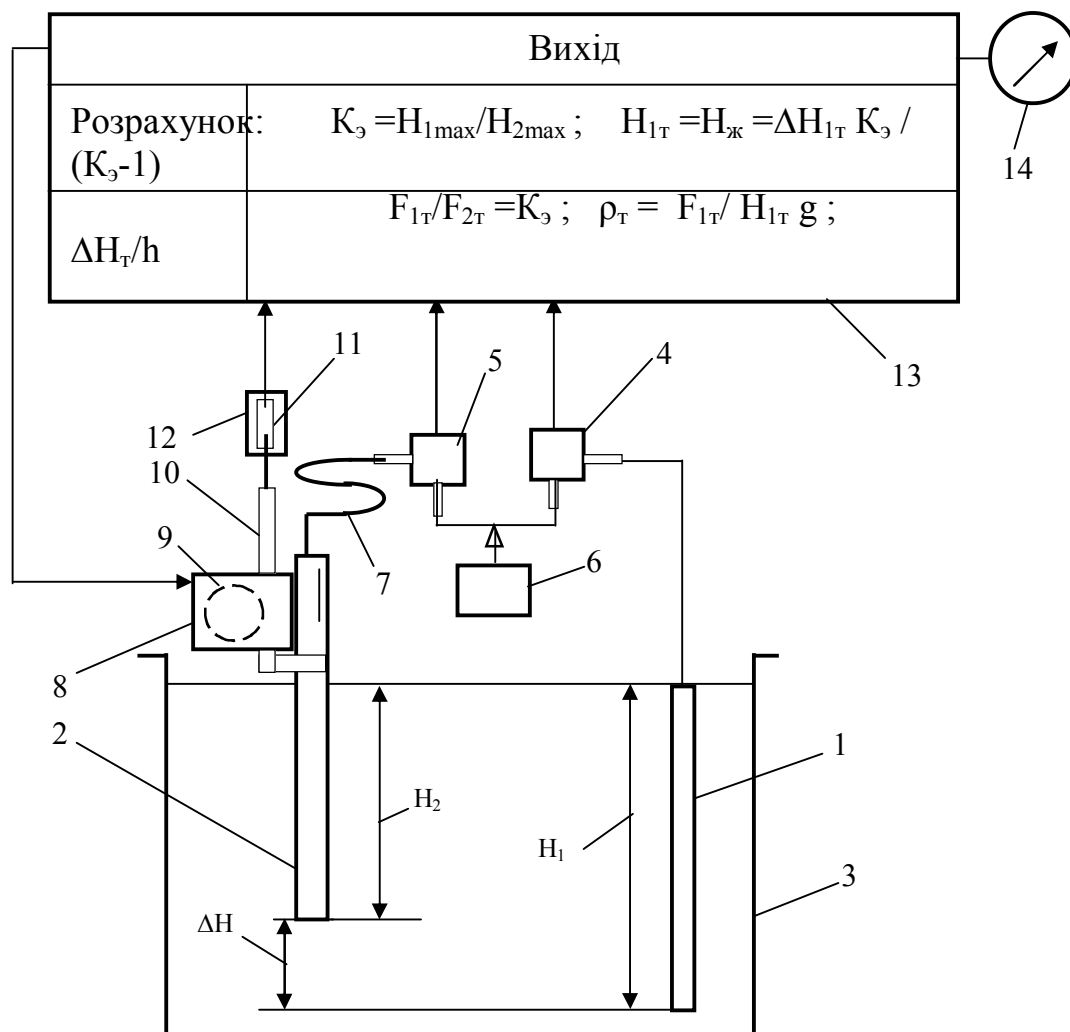


Рисунок 3 – Схема рівнеміра –щільноміра з рухливою п'єзометричною трубкою H_2

Вхідними сигналами мікропроцесора є: максимальні значення занурення в рідину H_{1max} , H_{2max} п'єзометричних трубок 1 і 2, які є константами і задаються при розробці рівнеміра, поточні значення тисків P_{1T} , P_{2T} відповідно в 1 і 2 п'єзометричних трубках, значення різниці $\Delta H_T = H_{1T} - H_{2T}$ глибин занурення п'єзометричних трубок в рідину при будь-якому поточному значенні її рівня в об'єкті, яке безперервно вимірюється при $H_{1max}/H_{2max} = K_e$ і ставлення $\Delta H_T \leq 2h$, де h – поріг чутливості рівнеміра.

Мікропроцесорний блок виконує:

1) розрахункові функції за формулами:

$$K_{1T} = P_{1T}/P_{2T} = K_e; \quad (37)$$

$$H_{ж} = H_{1T} = \Delta H_T K_e (K_e - 1); \quad (38)$$

$$\rho = P_{1T}/H_{1T}g, \Delta H_T/2h. \quad (39)$$

2) керуючі функції:

при $K_{1T} > K_e$ – формування сигналу на переміщення рухомої п'єзометричної трубки вниз до межі $K_{1T} = K_e$;

при $K_{1T} < K_e$ – формування вихідного сигналу на переміщення рухомої п'єзометричної трубки вгору до межі $K_{1T} = K_e$;

припинення переміщення (рухомої) п'єзометричної трубки вниз при досягненні умови $\Delta H_T \leq 2h$;

3) інформаційну функцію – формування аналогових вихідних сигналів, перший з яких пропорційний розрахунковим значенням рівня рідини

$$H_{ж} = H_{1T} = \Delta H_T K_e (K_e - 1); \quad (40)$$

другий – розрахунковому значенню щільності рідини

$$\rho = P_{1T} / H_{1T} g, \quad (41)$$

що надходять на входи двохшкального вимірювального приладу 14, перша шкала якого проградуєвана в одиницях виміру рівня, друга шкала – в одиницях виміру щільності.

Рівнемір – щільномір працює наступним чином.

Попередньо шкала вторинного приладу градується в межах обраного діапазону вимірювання. Для цього використовуються такі дані: 1) максимальні межі занурення п'єзометричних трубок в контрольовану рідину H_{1max} і H_{2max} ; 2) різниця глибин занурення п'єзометричних трубок в контрольовану рідину $\Delta H_{1max} = H_{1max} - H_{2max}$; 3) константа $K_e = H_{1max} / H_{2max} = P_{1max} / P_{2max}$, що задає еталонні умови вимірювання $K_e P_{1T} / P_{2T} = K_e$.

Так як при $P_{1T} > 2h$, в контрольовану рідину опущені обидві п'єзометричні трубки і рівень рідини безперервно зростає, внаслідок чого $P_{1T} / P_{1T} < K_e$, то мікропроцесорний блок 13 формує сигнал, який надходить на вхід реверсивного двигуна 8, який забезпечує переміщення штока 10 і закріплену на його нижньому кінці п'єзометричну трубку 2 вниз, зменшуючи глибину її занурення H_{2T} в рідину до тих пір, поки не встановиться рівність $P_{1T} / P_{2T} = K_e$. Одночасно відбувається переміщення закріпленого на верхньому кінці штока 10 плунжера індукційного перетворювача 11, 12, вихідний сигнал якого надходить на вхід мікропроцесорного блоку 13 і з його виходу на вхід двохшкального вимірювального приладу 14, перша шкала якого проградуєвана в одиницях виміру рівня, друга шкала – в одиницях виміру щільності. Переміщення рухомої трубки вгору здійснюється до межі $H_{1max} / H_{2max} = K_e$, при якій ΔH має максимальне значення. Зменшення рівня рідини в об'єкті призводить до нерівності $P_{1T} / P_{1T} > K_e$, тому вихідний сигнал мікропроцесора пускає в хід реверсивний двигун напрямок обертання валу якого забезпечує переміщення штока 10 і закріплену на його нижньому кінці п'єзометричну трубку 2, збільшуючи глибину її занурення H_{2T} в рідину до тих пір, поки не встановиться рівність $P_{1T} / P_{2T} = K_e$. При досягненні зазначеної рівності двохшкальний вимірювальний прилад здійснює одночасно вимір рівня і щільності контрольованої рідини.

Таким чином, даний п'єзометричний рівнемір - щільномір, по-перше забезпечує еталонні умови для вимірювання рівня рідких середовищ п'єзометричними рівнемірами (при збереженні незалежності результатів вимірювання від щільності контрольованої рідини) і результатів вимірювання щільності від зміни її рівня і, по друге, істотно зменшує межі $\Delta H = H_1 - H_2$ рівнеміра до порога чутливості приладу.

Наявність інформації $P_{1T} / P_{2T} = H_{1T} / H_{2T} = K_e$ дозволяють визначити значення ΔP_T і ΔH_T і обчислити поточні значення щільності рідини в різних межах ΔH_T за формулою

$$\rho_{\Delta H} = \Delta P_T / \Delta H_{Tg}. \quad (42)$$

При цьому інформація про ступінь розшарування фаз багатофазних рідин може бути отримана за допомогою зіставлення значень $\rho_{\Delta H}$ в зазначених межах.

Висновки

1. Всі конструктивні рішення виконують одночасно функції рівнемірів і щільномірів.
2. В межах глибини занурення вимірювальної трубки $H_2 = (H_1 - \Delta H)$ при вимірі рівня за формулою $H_1 = P_1 \Delta H / \Delta P$ всі конструктивні рішення забезпечують незалежність результатів вимірювання рівня від щільності контрольованої рідини.
3. Конструктивне рішення (рис. 3) дозволяє вимірювати не тільки рівень і щільність контрольованої рідини, але і практично виключити похибку вимірювання рівня рідини в межах ΔH .
4. Поліпшення конструктивних рішень засобів одночасного вимірювання рівня, щільності і ступеня розшарування рідких середовищ повинно базуватися на закономірностях, що забезпечують еталонні умови вимірювання.

Література

1. Промислові засоби автоматизації. Частина 1. Вимірювальний пристрій: Нав. посібник / А.К. Бабіченко, В.І. Тошинський, В.С. Михайлов та інш.; За ред. А.К. Бабіченка. – Харків: НТУ "ХПІ", 2001. – 470 с.
2. Лукінюк М.В. Технологічні вимірювання та прилади: Нав. посібник / М.В. Лукінюк. – К: НТУУ "КПІ", 2007. – 436 с.
3. Основи вимірювань і автоматизації технологічних процесів: Підручник / А.К. Бабіченко, В.І. Тошинський, Ю.А. Бабіченко та інш.; За ред. А.К. Бабіченка. – Харків: Вид-во ТОВ "С.А.М.", 2009. – 616 с.
4. Лукінюк М.В. Контроль і керування хіміко-технологічними процесами. Книга 1. Методи та технічні засоби автоматичного контролю хіміко-технологічних процесів: Нав. посібник / М.В. Лукінюк – К: НТУУ "КПІ", 2012. – 336 с.
5. Пат. 125534 Україна, МПК G01 № 23/00. Рівнемір / О.М. Дубовец, М.О. Подустов, О.М. Дзевочко, О.В. Пугановський, Р.М. Ворожбіян. – № 2017 12765; заявл. 22.12.2017; опубл. 10.05.2018, Бюл. № 9. – 4 с.
6. Пат. 118494 Україна, МПК G01 № 9/00. Поплавковий щільномір / О.М. Дубовец, Є.І. Литвиненко, М.О. Подустов, А.І. Дзевочко, Я.О. Кравченко. – № 2017 02120; заявл. 06.03.2017; опубл. 10.08.2017, Бюл. № 15. – 3 с.
7. Мікропроцесорні засоби в автоматизованих системах керування технологічними процесами / А.К. Бабіченко, І.Л. Красніков, Ю.А. Бабіченко та інш.; За ред. А.К. Бабіченка. – Харків: Вид-во ТОВ "Водний Спектр Джі-Ем-Пі", 2016. – 440 с.

Bibliography (transliterated)

1. Promislovi zasobi avtomatizatsiyi. Chastina 1. Vimsryuvalniy pristroyi: Nav. posibnik / A.K. Babichenko, V.I. Toshinskiy, V.S. Mihaylov ta insh.; Za red. A.K. Babichenka. – Harkiv: NTU "HPI", 2001. – 470 p.
2. Lukinyuk M.V. Tehnologichni vimiryuvannya ta priladi: Nav. posibnik / M.V. Lukinyuk. – K: NTUU "KPI", 2007. – 436 p.

3. Osnovi vimiryuvan i avtomatizatsiyi tehnologichnih protsesiv: Pidruchnik / A.K. Babichenko, V.I. Toshinskiy, Yu.A. Babichenko ta insh.; Za red. A.K. Babichenka. – Harkiv: Vid-vo TOV "S.A.M.", 2009. – 616 p.

4. Lukinyuk M.V. Kontrol i keruvannya himiko-tehnologichnimi protsesami. Kniga 1. Metodi ta tehichni zasobi avtomatichnogo kontrolyu himiko-tehnologichnih protsesiv: Nav. posibnik / M.V. Lukinyuk – K: NTUU "KPI", 2012. – 336 p.

5. Pat. 125534 Ukrayina, MPK G01 № 23/00. Rivnemir / O.M. Dubovets, M.O. Podustov, O.M. Dzevochko, O.V. Puganovskiy, R.M. Vorozhbiyan. – № 2017 12765; zayavl. 22.12.2017; opubl. 10.05.2018, Byul. № 9. – 4 p.

6. Pat. 118494 Ukrayina, MPK G01 № 9/00. Poplavkoviy schilnomir / O.M. Dubovets, E.I. Litvinenko, M.O. Podustov, A.I. Dzevochko, Ya.O. Kravchenko. – № 2017 02120; zayavl. 06.03.2017; opubl. 10.08.2017, Byul. № 15. – 3 p.

7. Mikroprotsesorni zasobi v avtomatizovanih sistemah keruvannya tehnologichnimi protsesami / A.K. Babichenko, I.L. Krasnikov, Yu.A. Babichenko ta insh.; Za red. A.K. Babichenka. – Harkiv: Vid-vo TOV "Vodniy Spektr Dzhi-Em-Pi", 2016. – 440 p.

УДК 681.542

Дубовец А.Н., к. техн. н., доцент, Подустов М.А., д. техн. н., профессор, Дзевочко А.М., к. техн. н., доцент, Букатенко А.И., к. техн. н., доцент, Ворожбиян Р.М., к. техн. н.

Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт

МЕТОДЫ МОДЕРНИЗАЦИИ ПЬЕЗОМЕТРИЧЕСКИХ ПЛОТНОМЕРОВ И УРОВНЕМЕРОВ

В статье рассмотрены методы модернизации пьезометрических плотномеров и уровнемеров для одновременного измерения данных параметров. Показаны существенные конструктивные отличия различных измерительных схем.

Dubovets O.M., Podustov M.O., Dzevochko O.M., Bukatenko O.I., Vorozhbiyan R.M.

METHODS OF MODERNIZATION OF PIEZOMETRIC PLOTNOMERS AND LEVELERS

The article discusses methods for upgrading piezometric density meters and level gauges for simultaneous measurement of these parameters. Significant structural differences of various measuring circuits are shown.

УДК 621.577

Барабаш П.А., к. техн. н., доцент, Соломаха А.С., к. техн. н., доцент,
Усенко В.И., к. техн. н., с. н. с., Петренко В.Г., к. техн. н., с. н. с., Бояниевский В.П., магистр

*Национальный технический университет Украины
«Киевский политехнический институт имени Игоря Сикорского», Киев, Украина*

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ ТЕРМОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТЕПЛООВОГО НАСОСА ALTEC-7005

Ключевые слова: термоэлектрический тепловой насос, дистилляция, теплоноситель, эффективность.

Разработка надежных и эффективных систем регенерации воды для пилотируемых космических объектов позволит существенно снизить затраты на обеспечение космонавтов водой. Следует отметить, что доставка на околоземную орбиту одного килограмма массы обходится больше, чем \$ 3000, а дальние пилотируемые космические миссии (Марс и т.п.), при существующем уровне развития космонавтики, вообще не могут быть реализованы без использования таких систем [1].

Наиболее перспективным способом регенерации воды является дистилляция [1–2]. Системы, основанные на этом способе, обеспечивают извлечение воды из разных жидких продуктов жизнедеятельности космонавтов (урина, санитарно-гигиеническая вода, конденсат атмосферной влаги) с обеспечением высокого качества полученного дистиллята. При этом следует отметить, что для использования таких систем на космических объектах необходимо соблюдение ряда требований, основными из которых являются: возможность функционирования при невесомости, минимальные габариты и масса, низкое удельное энергопотребление, высокая надежность.

Известно ряд способов снижения удельного энергопотребления дистилляционных систем: многоступенчатое выпаривание, использование тепловых насосов на базе механического компрессора, пароструйного компрессора, а также термоэлектрического теплового насоса.

Многоступенчатые центробежные пленочные дистилляторы разработаны и испытаны [1–7], однако они имеют сложную конструкцию, повышенные габариты и массу, что делает проблемным их использование в дальних космических миссиях.

Дистилляционные системы для космического применения с тепловыми насосами также разрабатываются. Они имеют следующие особенности:

– системы с механическим компрессором [8–9] отличаются наличием сложного высокооборотного компрессора, а значит, будут иметь пониженную надежность;

– системы с пароструйным компрессором, отличаются наличием парогенератора, способного работать при невесомости, что также усложняет систему, а значит и снижает надежность;

– для системы с термоэлектрическим тепловым насосом (ТТН) [1–3], следует отметить ряд положительных особенностей. Отсутствие движущихся деталей и узлов, высокая надежность и эффективность.

Отмеченное позволяет сделать вывод о перспективности ТТН для дистилляционных систем регенерации воды на пилотируемых космических объектах. Однако для проектирования системы регенерации воды с ТТН необходимо иметь данные по взаим-

ному вплив центробежного дистилятора (ЦВД) і ТТН на продуктивність і енергетичну ефективність системи при зміні їх витрат, температурних і потужнісних параметрів.

В зв'язі з цим в КПІ ім. Ігоря Сикорського проведені автономні дослідження ТТН ALTEC-7005, розробленого в Інституті Термоелектрики АН України. Максимальна електрична потужність ТТН 350 Вт, що достатньо для дистиляційної системи регенерації води продуктивністю до 7 л/год (для забезпечення водою екіпажу, чисельністю до 5 осіб).

Дослідження проведені на одному ТТН (схема стенда представлена на рис. 1) і на двох включених послідовно ТТН (схема стенда представлена на рис. 2).

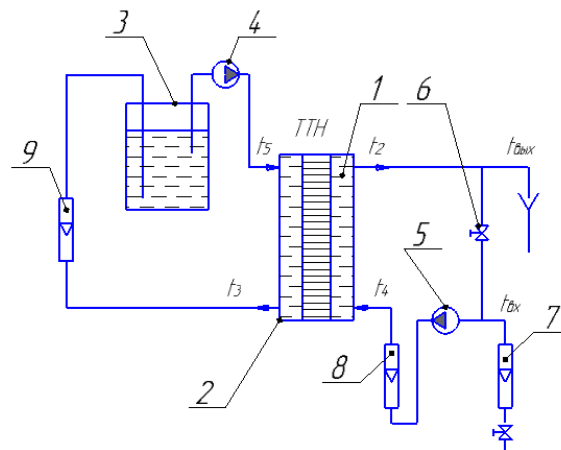


Рисунок 1 – Принципіальна схема установки для вимірювання режимних параметрів теплового насоса

- 1 – гаряча сторона ТТН; 2 – холодна сторона ТТН; 3 – термостат;
 4 – циркуляційний насос холодного контуру; 5 – циркуляційний насос гарячого контуру;
 6 – регулюючий клапан; 7 – вимірювач витрати підігрівної води; 8 – вимірювач витрати води в гарячому контурі; 9 – вимірювач витрати води в холодному контурі

В процесі проведення дослідження вимірювали витрати води на гарячій і холодній сторонах ТТН; температура: на вході в систему (із водопровода) $t_{вх}$ і на виході із системи $t_{вих}$; на вході/виході по гарячій стороні і вході/виході по холодній стороні ТТН. Витрати вимірювали з допомогою ротаметрів 7, 8, 9 типу РС-3. Клас точності 2,5. Температура вимірювалася хромель-копелевими термопарами з точністю $\pm 0,1$ °С.

Температура води на вході в холодний контур t_5 підтримувалася з допомогою термостата 3. Температура води на вході в гарячий контур регулювалася з допомогою підмешивання холодної води з водопровода через ротаметр 7. Витрати рідини плавно регулювалися з допомогою циркуляційних насосів 4 і 5. Потужність термоелектричного теплового насоса змінювалася ступінчато (3 режими): 77 Вт, 150 Вт і 350 Вт.

Одним із важливих параметрів, який визначає COP батареї, є різниця температур між гарячою і холодною сторонами батареї. Ми визначали її як середнєарифметичну між гарячою і холодною сторонами ТТН:

$$\Delta t = 0,5(t_2 + t_4) - 0,5(t_3 + t_5).$$

Исследование одиночного ТТН на стенде (рис. 1) показали (рис. 3), что степень влияния разницы температур Δt на COP уменьшается с ростом электрической нагрузки ТТН, однако при этом падает и тепловая эффективность (COP) ТТН. Объясняется это ростом (при увеличении электрической нагрузки) дополнительного (внутреннего) перепада температур та термоэлементах ТТН, пропорционального квадрату электрического тока через термоэлемент.

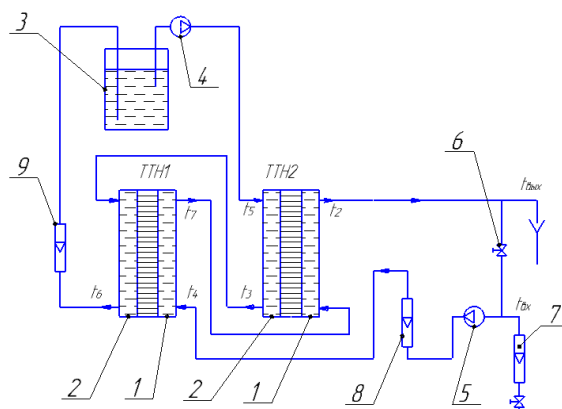


Рисунок 2 – Принципиальная схема установки для измерения режимных параметров двух параллельно включенных тепловых насосов

- 1 – горячая сторона ТТН; 2 – холодная сторона ТТН; 3 – термостат;
- 4 – циркуляционный насос холодного контура; 5 – циркуляционный насос горячего контура;
- 6 – регулирующий клапан; 7 – измеритель расхода подпиточной воды; 8 – измеритель расхода воды в горячем контуре; 9 – измеритель расхода воды в холодном контуре

Влияние расхода (скорости) теплоносителей в холодном и горячем контурах ТТН показано рис. 4, из которого видно положительное влияние увеличения расхода на COP ТТН. Причиной этого является снижение термического сопротивления теплопередачи между теплоносителями в контурах ТТН и термоэлементами, а значит снижением разницы температур между холодной и горячей сторонами термоэлементов.

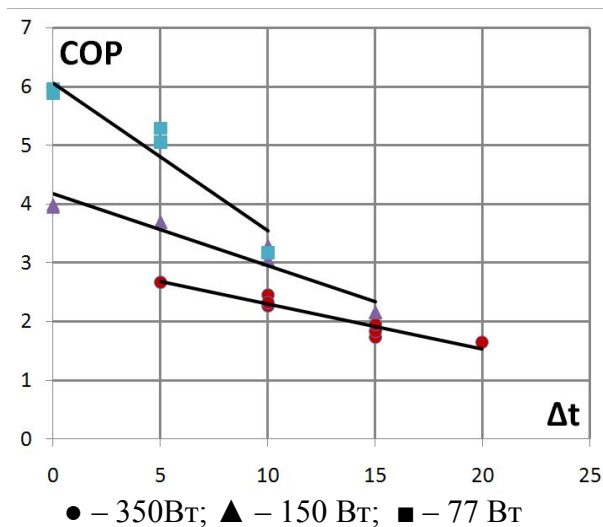


Рисунок 3 – Влияние разности температур и электрической мощности ТТН на COP (расход воды в обоих контурах 160 кг/ч)

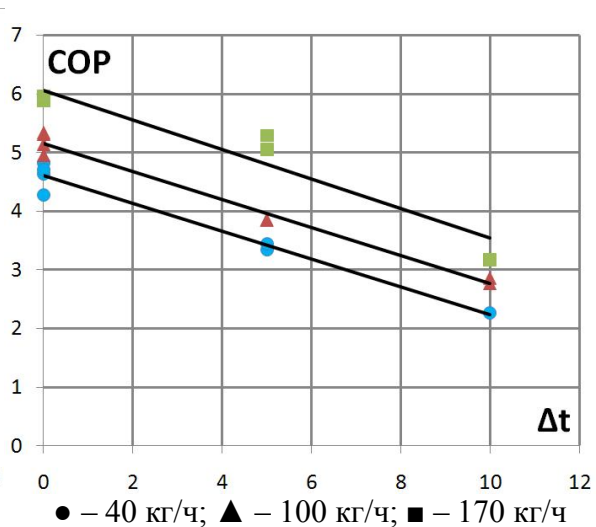
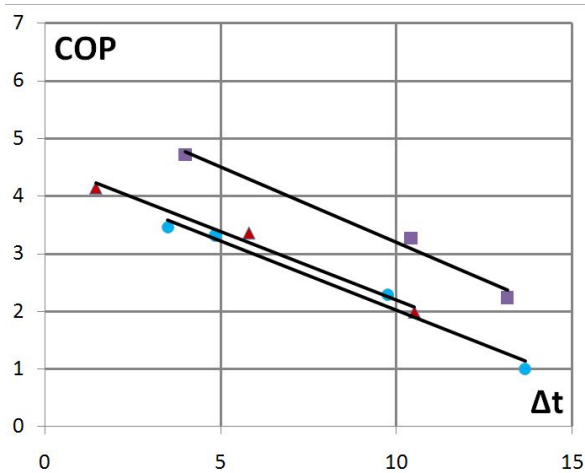
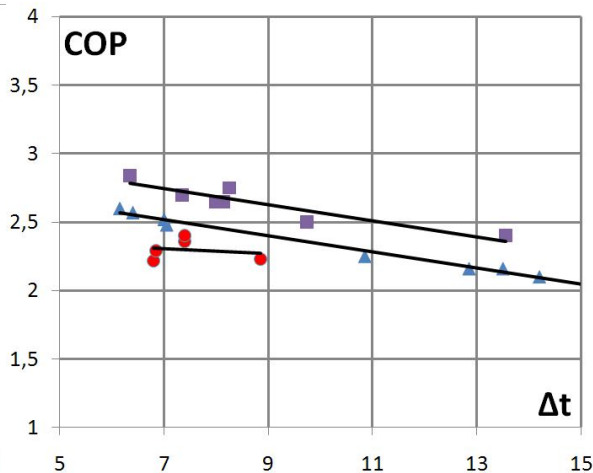


Рисунок 4 – Влияние расхода воды в контурах и разности температур на COP ТТН (мощность ТТН 77 Вт)

Результаты, полученные на стенде (рис. 2) качественно не отличаются от рассмотренных выше, однако при одинаковой общей электрической мощности, COP для двух последовательно включенных термобатарей выше, чем для одиночного ТТН (рис. 5, рис. 6).



● – 40 кг/ч; ▲ – 100 кг/ч; ■ – 170 кг/ч
Рисунок 5 – Влияние расхода воды в контурах и разности температур на COP ТТН (мощность ТТН 2x70 Вт)



● – 40 кг/ч; ▲ – 100 кг/ч; ■ – 170 кг/ч
Рисунок 6 – Влияние расхода воды в контурах и разности температур на COP ТТН (мощность ТТН 2x150 Вт)

Полученные данные могут быть использованы для создания математической модели системы дистилляции воды с ТТН и ЦВД и проектирования системы регенерации воды на заданную производительность с прогнозируемым удельным расходом энергии.

Литература

1. Rifert V.G., Razumovskiy V.G., Strikun A.P, Barabash P.A., Usenko V.I., Anatyshuk L.I. Improvement of the distillation methods by using centrifugal forces for water recovery in space flight application, 46th International Conference on Environmental Systems, ICES-2016-369, 10–14 July 2016, Vienna, Austria.
2. Rifert V.G., Barabash P.A., Usenko V., Solomakha A.S., Anatyshuk L.I., Prybyla A.V. Improvement the cascade distillation system for long-term space flights. 68th International Astronautical Congress (IAC), Adelaide, Australia, 25–29 September 2017. IAC-17-A1.IP.25.
3. Rifert, V., Usenko, V., Zolotukhin, I., Lubman, A. et al. Cascaded Distillation Technology for Water Processing in Space. SAE Technical Paper 2003-01-2625, 2003.
4. Lubman, A., MacKnight, A., Rifert, V., Zolotukhin, I., Pickering, K. Wastewater Processing Cascade Distillation Subsystem Design and Evaluation. SAE International, 2006-01-2273. July 2006.
5. Lubman, A., MacKnight, A., Rifert, V., Barabash, P. Cascade Distillation Subsystem Hardware Development for Verification Testing. SAE International, 2007-01-3177, July 2007.
6. Callahan, M., Lubman, A., MacKnight, A., Thomas, H., Pickering K., “Cascade Distillation Subsystem Development Testing,” SAE International, 2008-01-2195, July 2008.

7. Callahan, M., Lubman, A., Pickering, K. Cascade Distillation Subsystem Development: Progress toward a Distillation Comparison Test. SAE International, 2009-01 -2401, July 2009.

8. Carter, L., Takada, K., Brown, C. A., Bazley, J., Gazda, D. et al. Status of ISS Water Management and Recovery. 47th International Conference on Environmental Systems, 17 – 20 July 2017, Charleston, South Carolina. ICES-2017-036.

9. Kayatin, M. J., Carter, D. L., Schunk, R.G., Pruitt J. M. Upgrades to the ISS Water Recovery System. 46th International Conference on Environmental Systems, 10–14 July 2016, Vienna, Austria. ICES-2016-016.

УДК 621.577

Барабаш П.О., к. техн. н., доцент, Соломаха А.С., к. техн. н., доцент,
Усенко В.І., к.техн.н., с.н.с., Петренко В.Г., к.техн.н., с.н.с., Боянівський В.П., магістр

ВПЛИВ РЕЖИМНИХ ПАРАМЕТРІВ НА ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОТИ ТЕРМОЕЛЕКТРИЧНОГО ТЕПЛООВОГО НАСОСУ ALTEC-7005

Проведено дослідження роботи термоелектричного теплового насосу (ТТН) ALTEC-7005 призначеного для використання в системі регенерації води на пілотованих космічних об'єктах. Показано вплив витрат теплоносія в холодному та гарячому контурах, електричної потужності ТТН та середньоарифметичної різниці температур на ефективність (COP) теплового насосу. Отримані результати можуть бути використані при побудові математичної моделі системи дистиляції води та її проектуванні на задану продуктивність.

Ключові слова: термоелектричний тепловий насос, дистиляція, теплоносій, ефективність.

Barabash P.O., Solomakha A.S., Usenko V., Petrenko V.G., Boyanivsky V.P.

INFLUENCE OF PARAMETERS ON THE COEFFICIENT OF PERFORMANCE OF THERMOELECTRIC HEAT PUMP ALTEC-7005

The research of the work of the thermoelectric heat pump (THP) ALTEC-7005 intended for use in the system of water recycling has been carried out. The influence of coolant and hot circuits, electric power THP and average temperature difference on efficiency (COP) of heat pump is shown. The obtained results can be used in the construction of a mathematical model of the water distillation system and its design for a given performance.

Key words: thermoelectric heat pump, coefficient of performance. thermoelectric heat pump, distillation, coolant, efficiency.

УДК 629.113 (075.8)

Волонцевич Д.О., д. техн. н., проф., Ключка Р.В., аспирант,
Собко А.П. аспирант¹, Стримовский С.В., к. техн. н., зам. начальника отдела²

¹ *Национальный технический университет "Харьковский политехнический институт"*

² *Государственное предприятие "Харьковское конструкторское бюро
им. А.А. Морозова"*

АНАЛИЗ РЕЖИМОВ РАБОТЫ ГИБРИДНОЙ СИЛОВОЙ УСТАНОВКИ С ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ТРАНСМИССИЕЙ НА ПЕРСПЕКТИВНОМ КОЛЕСНОМ БРОНЕТРАНСПОРТЕРЕ

Ключевые слова: гибридная силовая установка, электромеханическая трансмиссия, бронетранспортер, баланс мощности.

1. Введение и актуальность темы. Одной из важных и сложных научно-технических задач создания гибридной силовой установки с электромеханической трансмиссией (ГСУ с ЭМТ) для перспективных военных колесных машин (ВКМ) является разработка ее микропроцессорной системы автоматического управления (САУ). Поскольку она должна задавать и поддерживать оптимальную работу ГСУ с ЭМТ на ВКМ при различных дорожных условиях на всех этапах движения (разгон до заданной скорости, движение с постоянной скоростью, торможение) и обеспечивать экономичный, динамичный режимы движения ВКМ.

Главной составной частью микропроцессорной САУ является ее рабочая программа, выполняемая в блоке управления по определенному алгоритму в соответствии с заданным законом управления. Применяемый закон управления для ГСУ с ЭМТ определяет технические характеристики ВКМ в целом. Поэтому одним из этапов разработки САУ для ГСУ с ЭМТ является формирование закона управления ГСУ и ЭМТ.

Для формирования закона управления ГСУ и ЭМТ необходимо определить оптимальные области и режимы работы всех блоков, узлов и агрегатов в ГСУ и ЭМТ, характеристики изменения коэффициента полезного действия (КПД) по передаче мощности от ГСУ на ведущие колеса во время движения ВКМ и требуемой мощности дизельного двигателя для движения машины. Таким образом, проведение анализа режимов работы ГСУ с ЭМТ на ВКМ на всех этапах и режимах движения является важным этапом разработки микропроцессорной системы управления ГСУ с ЭМТ.

2. Анализ последних публикаций. В источниках информации [1–3] приведены результаты тягового расчета ВКМ и полноприводной колесной машины с ГСУ и ЭМТ по последовательной схеме при выполнении равномерного движения на подъеме и ровной дороге с разными значениями коэффициента сопротивления движению. Однако, этих данных достаточно только для определения требуемых величин мощности, крутящего момента тяговых электродвигателей (ТЭД) и мощности тягового генератора на вновь проектируемую машину. Для поиска оптимальных режимов работы ГСУ с ЭМТ на ВКМ и формирования закона управления ГСУ с ЭМТ необходимо провести анализ изменения значений КПД по передаче мощности от ГСУ на ведущие колеса во время движения машины, величин мощности дизельного двигателя, накопителя элек-

трической энергии (НЭЭ), требуемых для поддержания заданной скорости и режима движения машины.

Поскольку экспериментальные данные разгонных характеристик ВКМ с ГСУ и ЭМТ, баланса мощности в с ГСУ и ЭМТ отсутствуют, то выполним их математическое моделирование.

3. Цель и постановка задачи. Целью настоящей работы является разработка математической модели баланса мощности в ГСУ с ЭМТ при движении колесного бронетранспортера, проведение анализа величин коэффициента полезного действия ГСУ с ЭМТ во время движения, величин расхода топлива за пройденный путь, и поиск оптимальных режимов работы всех блоков, узлов и агрегатов в ГСУ с ЭМТ.

4. Основная часть. На ВКМ применяют ГСУ с ЭМТ, выполненные по последовательной схеме построения [4]. Это связано с тем, что последовательная схема позволяет реализовать индивидуальное управление мощностью на каждом колесе ВКМ, что повышает ее маневренность и проходимость. Однако такая схема построения ГСУ с ЭМТ при отключенном НЭЭ имеет более низкое значение КПД по передаче мощности на ведущие колеса в сравнении с гидромеханической трансмиссией (ГМТ), применяемой на ВКМ. Схемы передачи мощности от дизельного двигателя к ведущим колесам для ГМТ и ГСУ с ЭМТ на колесных бронетранспортерах представлены на рис. 1.

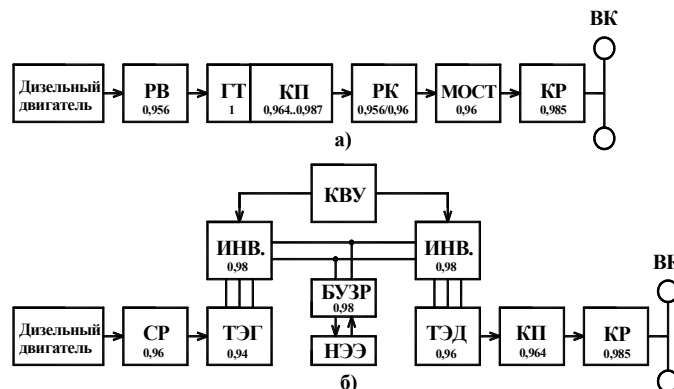


Рисунок 1 – Схемы передачи мощности от дизельного двигателя к ВК на бронетранспортере:

а) для ГМТ; б) для ГСУ с ЭМТ,

где РВ – редуктор входной, ГТ – гидротрансформатор, КП – коробка передач, РК – раздаточная коробка, КР – колесный редуктор, ВК – ведущее колесо, СР – согласующий редуктор,

ТЭГ – тяговый электрогенератор, ИНВ – инвертор (силовой блок управления),

КВУ – контроллер верхнего уровня, БУЗР – блок управления зарядом / разрядом,

НЭЭ – накопитель электрической энергии, ТЭД – тяговый электродвигатель

На схемах показаны величины максимальных значений КПД узлов, блоков и агрегатов, входящих в состав ГМТ и ГСУ с ЭМТ в относительных единицах, взятые из источника [4]. Получаем, что при сблокированном ГТ в зависимости от номера включенной передачи в КП величина КПД в ГМТ изменяется в диапазоне 83,7..85,7 %. Для ЭМТ в режиме максимальных значений КПД всех составных частей общая величина максимума КПД достигнет 79,1 %, что меньше на 4,6..6,6 % по отношению к диапазону максимальных значений в ГМТ. При движении ВКМ со скоростью 100 км/ч общая величина КПД для ЭМТ уменьшается до 79,0 %, что меньше на 6,7 % по отношению к максимальной величине КПД для ГМТ.

При разблокированном ГТ общая величина КПД для ГМТ во всем диапазоне работы ГТ будет приблизительно равной общим величинам КПД для ЭМТ. Поэтому микропроцессорная САУ ГМТ для поддержания наибольших значений КПД трансмиссии выдает сигнал на блокировку ГТ и держит его большую часть времени при движении ВКМ, кроме случаев, когда необходимо обеспечить плавность переключения передач в КП, плавность трогания машины с места, движение в тяжелых дорожных условиях и преодоление препятствий.

В случае применения ГСУ с ЭМТ микропроцессорная САУ должна поддерживать оптимальные режимы работы дизельного двигателя, ТЭГ, НЭЭ и ТЭД для получения наибольших величин общих значений КПД силовой установки с трансмиссией в целом. Например, в ГСУ с ЭМТ имеется возможность постоянного поддержания работы дизельного двигателя в режиме минимального удельного расхода топлива на всех этапах и режимах движения ВКМ, что не возможно реализовать в ГМТ. Также в ГСУ с ЭМТ возможно выполнить накопление рекуперированной энергии при торможении ВКМ и в дальнейшем использовать ее в процессе движения. Все эти мероприятия позволяют повысить величину общего КПД для ГСУ с ЭМТ и даже получить значения, которые превышают величину общего КПД для дизельного двигателя с автоматизированной ГМТ.

С целью определения оптимальных режимов работы дизельного двигателя, ТЭГ, НЭЭ и ТЭД выполним математическое моделирование разгона, движения с постоянной скоростью и торможения колесного бронетранспортера, и рассчитаем баланс электрической мощности в ГСУ с ЭМТ. Для этого зададимся экспериментальной разгонной характеристикой изделия БТР-4Е с дизельным двигателем ЗТД-3 [5] и универсальной характеристикой двигателя ЗТД-3 [6].

Режим разгона колесного бронетранспортера

Суммарную мощность $N_{\Sigma ДВС}$, кВт, выработанную дизельным двигателем за время разгона колесного бронетранспортера, определяем по формуле:

$$N_{\Sigma ДВС} = \sum_{i=1}^t N_{ДВСi}, \quad (1)$$

где $N_{ДВСi}$ – текущая мощность дизельного двигателя, требуемая для поддержания текущей скорости машины, кВт; i – один такт вычисления равен 1 с; t – время разгона машины, с.

Текущая требуемая мощность дизельного двигателя вычисляется по формуле:

$$N_{ДВСi} = \frac{P_i \cdot v_i}{3600 \cdot \eta_i}, \quad (2)$$

где $N_{ДВСi}$ – текущая мощность, кВт; P_i – текущая сила тяги машины, Н; v_i – текущая скорость машины, км/ч; η_i – мгновенное значение КПД в относительных единицах.

Текущая сила тяги P_i , Н колесной машины на ровной дороге вычисляется по формуле:

$$P_i = 9.81 \cdot f \cdot m + \frac{K_g \cdot F \cdot v_i^2}{12.96} + m \cdot \delta_i \cdot a_i, \quad (3)$$

где $f = 0.015$ – коэффициент сопротивления качению для колесной машины по асфальтобетону; m – масса машины, кг; $K_g = 0.8125$ – коэффициент сопротивления воздуха; $F = 4.48 \text{ м}^2$ – площадь лобовой проекции машины; v_i – текущая скорость, км/ч; δ_i – коэффициент учёта вращающихся масс; a_i – текущее ускорение, м/с².

Текущие значения скорости берём из экспериментальных данных [5] через каждую секунду, текущее ускорение рассчитываем как приращение скорости за секунду:

$$a_i = v_i - v_{i-1}. \quad (4)$$

Мгновенные значения коэффициента учёта вращающихся масс для ГМТ в соответствии со схемой позиция а) на рис.1 рассчитываем по формуле:

$$\delta_i = 1.05 + 0.03 \cdot i_{PB} \cdot i_{PK} \cdot i_M \cdot i_{KP} \cdot i_{KPi}, \quad (5)$$

где δ_i – коэффициент учёта вращающихся масс; $i_{PB} = 1.108$ – передаточное число РВ; $i_{PK} = 0.626$ – передаточное число РК на повышенной передаче; $i_M = 1.38$ – передаточное число моста; $i_{KP} = 4.33$ – передаточное число КР; i_{KPi} – передаточное число КП, зависящее от номера передачи. Все значения взяты из источника [7].

Мгновенные значения КПД для ГМТ в соответствии со схемой позиция а) на рис.1 рассчитывались по формуле (6):

$$\eta_i = \eta_{PB} \cdot \eta_{PK} \cdot \eta_M \cdot \eta_{KP} \cdot \eta_{ГТi} \cdot \eta_{KPi}, \quad (6)$$

где η_i – мгновенное значение КПД; $\eta_{PB} = 0.956$, $\eta_{PK} = 0.956$, $\eta_M = 0.96$, $\eta_{KP} = 0.985$; η_{KPi} – значения зависят от номера передачи, $\eta_{ГТi}$ – значения зависят от передаточного числа гидротрансформатора. Все значения взяты из источника [7].

Суммарный расход топлива Q_Σ , г вычисляем по формуле:

$$Q_\Sigma = \sum_{i=1}^t Q_i, \quad (7)$$

где Q_i – мгновенный расход топлива, г/с.

Мгновенный расход топлива Q_i , г/с рассчитываем по формуле:

$$Q_i = \frac{g_{ei} \cdot N_{ДВСi}}{3600}, \quad (8)$$

где g_{ei} – мгновенный удельный расход топлива, г/кВт*ч; $N_{ДВСi}$ – мгновенная мощность, кВт.

Значения g_{ei} были взяты из универсальной характеристики дизельного двигателя ЗТД-3 [6], которая представлена на рис. 2.

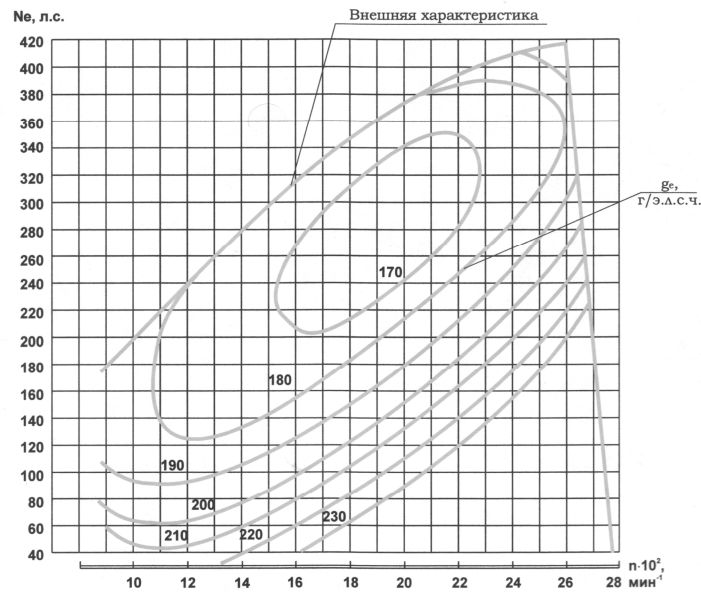


Рисунок 2 – Универсальная характеристика двигателя 3ТД-3 в объектовых условиях

Из рис. 2 видно, что значения g_{ei} зависят от текущей величины частоты вращения коленчатых валов двигателя и вырабатываемой двигателем мощности. Поэтому для определения величин g_{ei} рассчитывались значения частот вращения дизельного двигателя из экспериментальных величин скорости движения бронетранспортера путем пересчета на передаточное число ГМТ и значения требуемой мощности дизельного двигателя по формуле (2). После чего выбирались им в соответствие значения g_{ei} .

Для выполнения анализа работы ГСУ с ЭМТ при выполнении разгона перспективного бронетранспортера в математической модели были внесены следующие изменения.

Формула расчета КПД (6) приведена к виду (9) согласно структурной схеме позиция (б) на рис. 1.

$$\eta_i = \eta_{CP} \cdot \eta_{TЭГ} \cdot \eta_{И} \cdot \eta_{И} \cdot \eta_{ТЭДi} \cdot \eta_{КП} \cdot \eta_{КР}, \quad (9)$$

где $\eta_{CP} = 0.96$, $\eta_{TЭГ} = 0.94$, $\eta_{И} = 0.98$, $\eta_{КП} = 0.964$, $\eta_{КР} = 0.985$, $\eta_{ТЭДi}$ – рассчитывается по характеристике [4] в зависимости от частоты вращения вала ТЭД.

Формула расчета коэффициента вращающихся масс (5) приведена к виду (10) согласно структурной схеме позиция б) на рис. 1.

$$\delta = 1.05 + 0.03 \cdot i_{КР} \cdot i_{КП}, \quad (10)$$

где $i_{КР} = 4.33$, $i_{КП} = 1.51$ – передаточные числа колесного редуктора и коробки передач [4].

Величину g_{ei} принимаем равной величине минимального удельного расхода топлива $g_{e\min} = 231 \text{ г/кВт} \cdot \text{ч}$ на частоте коленчатых валов 1900 мин^{-1} в случае применения НЭЭ в ГСУ с ЭМТ. Так как дизельный двигатель в ГСУ с ЭМТ постоянно работает в режиме минимального удельного расхода топлива.

В случае отключения НЭЭ в ГСУ с ЭМТ значения g_{ei} выбирались из условия частоты вращения коленчатых валов дизельного двигателя равной 1900 мин^{-1} или более и требуемой мощности, вычисляемой по формуле (2).

В результате выполненных расчетов были получены характеристики изменения требуемой мощности дизельного двигателя для движения бронетранспортера с заданной текущей скоростью, удельного расхода топлива и КПД для вариантов с ГМТ и ГСУ с ЭМТ, которые изменяются во времени при условии выполнения разгона бронетранспортера до скорости 100 км/ч . Также получена характеристика изменения ускорения бронетранспортера при выполнении разгона из экспериментальных данных скоростей движения БТР-4Е [5] и характеристика изменения электрической мощности в НЭЭ за время выполнения разгона до скорости 100 км/ч . Все расчетные характеристики и экспериментальная характеристика изменения скорости движения бронетранспортера массой $20,5 \text{ т}$ представлены на рис. 3.

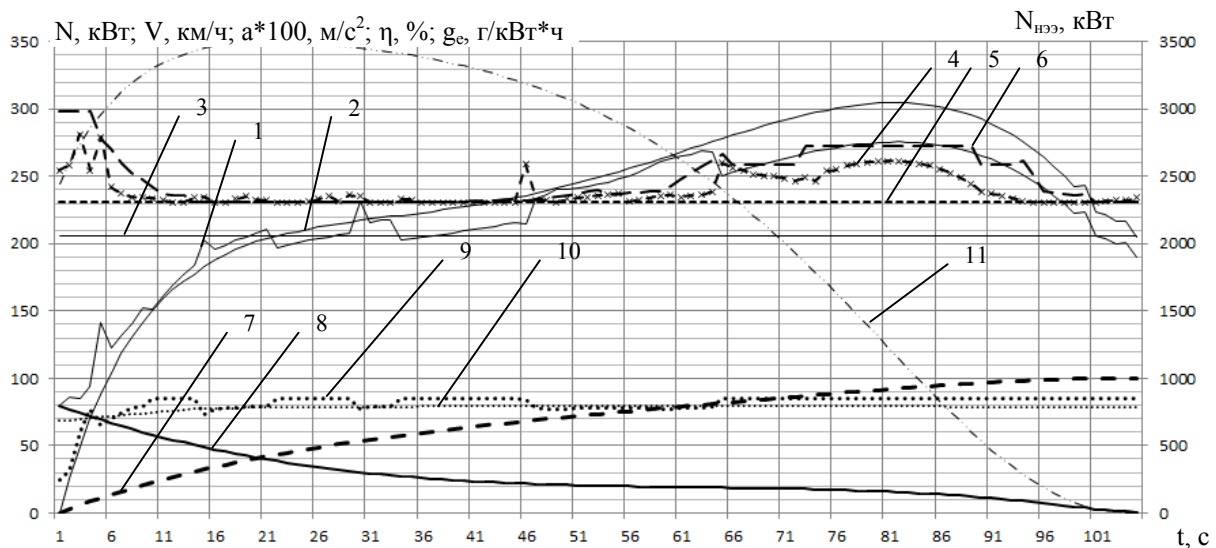


Рисунок 3 – Расчетные характеристики бронетранспортеров массой $20,5 \text{ т}$ с ГМТ и ГСУ с ЭМТ, и экспериментальная характеристика скорости движения при выполнении разгона до скорости 100 км/ч ,

где 1 – мощность дизельного двигателя N , кВт, необходимая для поддержания текущей скорости движения бронетранспортера с ГМТ; 2 – мощность дизельного двигателя N , кВт, необходимая для поддержания текущей скорости движения бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при отключенных НЭЭ; 3 – мощность N , кВт, вырабатываемая дизельным двигателем ЗТД-3 в режиме минимального удельного расхода топлива; 4 – удельный расход топлива g_e , г/кВт*ч, при выполнении разгона бронетранспортера с ГМТ; 5 – минимальная величина удельного расхода топлива g_e , г/кВт*ч для дизельного двигателя ЗТД-3, соответствует движению бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при подключенных НЭЭ; 6 – удельный расход топлива g_e , г/кВт*ч, при выполнении разгона бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при отключенных НЭЭ; 7 – экспериментальная характеристика изменения скорости движения бронетранспортера V , км/ч при выполнении разгона до скорости 100 км/ч ; 8 – изменение ускорения бронетранспортера в масштабе $a*100$, м/с^2 при выполнении разгона до скорости 100 км/ч ; 9 – изменение КПД η , % для ГМТ во времени; 10 – изменение КПД η , % для ЭМТ во времени; 11 – изменение электрической мощности в НЭЭ при выполнении разгона бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ до скорости 100 км/ч .

Сравнительный анализ расчетных характеристик на рис. 3 для бронетранспортеров с ГМТ и ГСУ с ЭМТ выполнялся при задании массы машины 20,5 т. Это связано с тем, что использовались экспериментальные данные ходовых испытаний бронетранспортера БТР-4Е массой 20,5 т [5]. Разгон бронетранспортера до скорости 100 км/ч был выполнен за 104 с (график 7 на рис. 3).

Из графиков 9 и 10 на рис. 3 следует, что КПД для ГМТ при заблокированном ГТ выше, чем для ЭМТ. При разблокированном ГТ величины КПД для ГМТ и ЭМТ приблизительно равны. Поскольку ГТ при выполнении разгона большую часть времени заблокирован, то для выполнения разгона бронетранспортера с ЭМТ потребуется больше мощности (график 2 на рис. 3) в сравнении с бронетранспортером с ГМТ (график 1). Общая величина мощности, требуемая для выполнения разгона до скорости 100 км/ч, для бронетранспортеров массой 20,5 т с ГСУ и ЭМТ составит 24488 кВт, а для ГМТ составит 23448 кВт, что на 1040 кВт меньше. Однако при этом бронетранспортер с ГСУ и ЭМТ затратит 1373 г топлива, а с ГМТ – 1563 г топлива, что на 190 г меньше. Это связано с тем, что в ГСУ с ЭМТ дизельный двигатель ЗТД-3 будет постоянно вырабатывать 205,8 кВт (график 3 на рис. 3) за все время разгона машины и работать в режиме минимального удельного расхода топлива $g_{e\min} = 231 \text{ г/кВт}\cdot\text{ч}$ на частоте коленчатых валов 1900 мин^{-1} (график 5 на рис. 3). У бронетранспортера с ГМТ величина удельного расхода топлива (график 4 на рис. 3) близка к минимальной с 9 с по 45 с и с 95 с по 104 с времени разгона машины. Все остальное время 59 с в течение разгона машины двигатель ЗТД-3 работает не в оптимальном режиме, поэтому получаем повышенный расход топлива.

Также следует учесть, что для поддержания работы двигателя ЗТД-3 в режиме минимального удельного расхода топлива в течение всего времени разгона машины в НЭЭ должно находиться 2400 кВт электрической энергии, которая сначала увеличится до 3500 кВт на 22 с, а потом уменьшится до нуля на 104 с (график 11 на рис. 3). Если НЭЭ будет заряжаться от работающего дизель-генератора, то для заряда его до 2400 кВт с учетом потерь в ТЭГ, инверторе, БУЗР потребуется 164 г топлива. В результате в место экономии 190 г топлива при выполнении разгона бронетранспортера до 100 км/ч будет экономия 26 г в сравнении с ГМТ. Если энергия в НЭЭ восполнится в результате выполнения рекуперационного торможения машины, то в этом случае экономия составит 190 г топлива за время разгона до скорости 100 км/ч. Поскольку вся энергия при выполнении торможения бронетранспортера с ГМТ теряется.

При отключенном НЭЭ или недостаточной его емкости эффективность работы ГСУ с ЭМТ становится хуже в сравнении с ГМТ. Удельные значения расхода топлива дизельного двигателя в ГСУ с ЭМТ (график 6 на рис. 3) будут больше чем у бронетранспортера с ГМТ (график 4 на рис. 3).

Для обеспечения интенсивности разгона в соответствии с графиком 7 на рис. 3 бронетранспортера массой 20,5 т и поддержания работы дизельного двигателя ЗТД-3 в режиме минимального удельного расхода топлива при выполнении разгона машины для ГСУ с ЭМТ потребуется НЭЭ емкостью не менее 0,98 кВт·ч.

Рассмотрим требуемые характеристики ГСУ с ЭМТ для бронетранспортера массой 25 т. Расчетные характеристики представлены на рис. 4.

Из графика 1 на рис. 4 видно, что для поддержания интенсивности разгона бронетранспортера массой 25 т в соответствии с графиками 5 и 7 на рис. 4 (достижение скорости 100 км/ч за 104 с) при отключенном НЭЭ с 58 с по 98 с потребуется мощности от дизельного двигателя более 306 кВт. Это максимальная величина мощности, которую может выработать дизельный двигатель ЗТД-3 в объектовых условиях. Если разгон

бронетранспортера массой 25 т продолжать с ограничением вырабатываемой мощности от дизельного двигателя на уровне 306 кВт и без НЭЭ, что соответствует графикам 2, 6, 8, то до скорости 100 км/ч он достигнет за 113 с. Т.е. бронетранспортер будет разогнаться дольше на 9 с по отношению к графику 1 на рис. 4. При этом величина удельного расхода топлива график 4 на рис. 4 существенно выше от минимальной величины 231 г/кВт·ч график 3 на рис. 4.

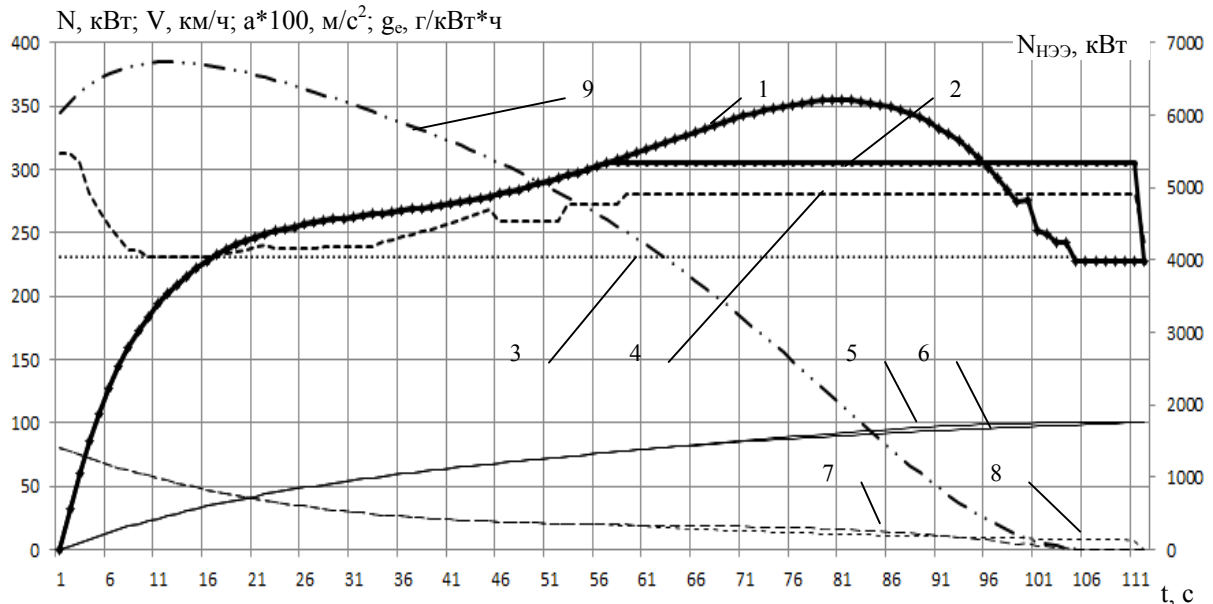


Рисунок 4 – Расчетные характеристики бронетранспортера массой 25 т с ГСУ и ЭМТ при выполнении разгона до скорости 100 км/ч,

где 1 – мощность N , кВт, необходимая для поддержания текущей скорости движения бронетранспортера с ГСУ с ЭМТ при отключенных НЭЭ, приведенная к коленчатому валу дизельного двигателя; 2 – мощность N , кВт, вырабатываемая дизельным двигателем 3ТД-3 для поддержания текущей скорости движения бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при отключенных НЭЭ; 3 – минимальная величина удельного расхода топлива g_e , г/кВт*ч для дизельного двигателя 3ТД-3, соответствует движению бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при подключенных НЭЭ; 4 – удельный расход топлива g_e , г/кВт*ч, при выполнении разгона бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ при отключенных НЭЭ; 5 – экспериментальная характеристика изменения скорости движения бронетранспортера V , км/ч при выполнении разгона до скорости 100 км/ч; 6 – расчетная характеристика изменения скорости движения бронетранспортера V , км/ч при выполнении разгона до скорости 100 км/ч при отключенных НЭЭ в ГСУ с ЭМТ; 7 – изменение ускорения бронетранспортера в масштабе $a*100$, м/с² для характеристики 5 изменения скорости; 8 – изменение ускорения бронетранспортера в масштабе $a*100$, м/с² для характеристики 6 изменения скорости; 9 – изменение электрической мощности в НЭЭ при выполнении разгона бронетранспортера с ГСУ и ЭМТ до скорости 100 км/ч.

Таким образом, для получения требуемой динамики разгона бронетранспортера массой 25 т, а также поддержания работы дизельного двигателя в режиме минимального удельного расхода топлива (двигатель 3ТД-3 будет постоянно вырабатывать 205,8 кВт) требуется подключение НЭЭ, который бы выдал недостающую мощность на ТЭД. При этом начальный заряд в НЭЭ должен составлять 6030 кВт. В процессе разгона бронетранспортера заряд в НЭЭ увеличивается до 6735 кВт на 12 с после чего уменьшается до нуля на 104 с.

В результате, для обеспечения интенсивности разгона в соответствии с графиками 5 и 7 на рис. 4 бронетранспортера массой 25 т и поддержания работы дизельного двигателя ЗТД-3 в режиме минимального удельного расхода топлива при выполнении разгона машины для ГСУ с ЭМТ потребуется НЭЭ емкостью не менее 1,88 кВт·ч.

Режим движения колесного бронетранспортера с постоянной скоростью

Рассмотрим режим движения бронетранспортера с постоянной скоростью. В этом случае принимаем ускорение машины равным нулю, расчетные формулы аналогичные формулам для режима разгона. Для бронетранспортера массой 20,5 т мощности дизельного двигателя 205,8 кВт (режим минимального удельного расхода топлива) достаточно для движения со скоростью 100,2 км/ч при коэффициенте сопротивления качению $f = 0.015$ (асфальтобетонная дорога) и со скоростью 76,4 км/ч при $f = 0.03$ (сухая грунтовая дорога). При таких условиях движения вся энергия от ТЭГ будет поступать на ТЭД. Заряд НЭЭ не будет выполняться. Часовой расход топлива будет составлять 47,5 кг/ч при удельном расходе топлива 231 г/кВт·ч.

Для сравнения, при движении бронетранспортера с ГМТ массой 20,5 т на скорости 100 км/ч двигатель ЗТД-3 будет работать на оборотах, близких к максимальным. В этом случае удельный расход топлива будет равен 313 г/кВт·ч из-за неполной загрузки двигателя на максимальной частоте вращения коленчатых валов. В результате часовой расход топлива будет равен 59,4 кг/ч, что на 11,9 кг/ч больше по отношению к ГСУ с ЭМТ.

В случае движения бронетранспортера со скоростью 60 км/ч в ГСУ с ЭМТ от дизельного двигателя потребуется 98,8 кВт мощности. Поскольку дизельный двигатель непрерывно вырабатывает 205,8 кВт, то 107 кВт идут на заряд НЭЭ. При этом удельный расход топлива поддерживается 231 г/кВт·ч. В результате получим, в течение одного часа работы дизельного двигателя 22,8 кг топлива расходуется на движение машины со скоростью 60 км/ч и 24,7 кг топлива расходуется на заряд НЭЭ.

Для бронетранспортера с ГМТ массой 20,5 т требуется 91,2 кВт от дизельного двигателя для движения со скоростью 60 км/ч. При этом в случае сблокированного ГТ бронетранспортер будет двигаться на 4-й передаче при частоте вращения коленчатых валов двигателя 1900 мин⁻¹. Это приводит к тому, что удельный расход топлива будет составлять 272 г/кВт·ч. Тогда за один час движения со скоростью 60 км/ч расходуется 24,8 кг топлива. Это больше на 2 кг по отношению к ГСУ с ЭМТ.

Режим торможения колесного бронетранспортера

Определим, какое количество энергии ЭМТ может рекуперировать при выполнении торможения бронетранспортера. Запишем энергетический баланс торможения колесной машины:

$$E_{0\text{кин.}} - \sum_{i=1}^t (P_i \cdot S_i + E_{i\text{торм.}}) = 0, \quad (11)$$

где $E_{0\text{кин.}}$ – начальная кинетическая энергия машины, Дж; P_i – мгновенная сила сопротивления движению, Н; S_i – тормозной путь машины за один такт вычисления, м; $E_{i\text{торм.}}$ – мгновенная энергия торможения, Дж; i – один такт вычисления равен 1 с; t – время торможения машины, с.

Величину начальной кинетической энергии определяем по формуле:

$$E_{0\text{кин.}} = \frac{m \cdot v_0^2}{2}, \quad (12)$$

где m – масса машины, кг; v_0 – скорость в начале торможения, км/ч.

При выполнении торможения колесной машины на нее действуют сила сопротивления движению P_i , состоящая из сил сопротивления качению, сопротивления воздуха, силы инерционных вращающихся масс, и сила торможения, создаваемая рабочей тормозной системой.

Силу P_i вычисляем по формуле (3) с учетом того, что сила инерционных вращающихся масс примет отрицательное значение, поскольку ускорение машины меняет свой знак на минус для замедленного движения.

Тормозной путь за один такт вычисления определяем по формуле:

$$S_i = \frac{v_i}{3,6} - \frac{a_i}{2}, \quad (13)$$

где S_i – тормозной путь машины, м; v_i – текущая скорость, км/ч; a_i – текущее ускорение, м/с².

Мгновенные значения энергии торможения $E_{i\text{торм.}}$, Дж выражаем из формулы (11) и на каждом шаге вычислений определяем:

$$E_{i\text{торм.}} = \Delta E_{i\text{кин.}} - P_i \cdot S_i, \quad (14)$$

где $\Delta E_{i\text{кин.}}$ – разность кинетической энергии для i -го шага вычислений, Дж.

На колесных машинах с электрическим приводом энергия торможения включает в себя рекуперированную энергию и энергию, которая рассеивается в тепло. Исходя из этого, запишем уравнение:

$$E_{i\text{торм.}} = E_{i\text{рек.}} + E_{i\text{торм.тепло}}, \quad (15)$$

где $E_{i\text{торм.}}$ – энергия торможения, $E_{i\text{рек.}}$ – рекуперированная энергия; $E_{i\text{торм.тепло}}$ – тепловая энергия, выделяемая при торможении машины, Дж.

Определим количество рекуперированной энергии $E_{i\text{рек.}}$, которую смогут преобразовать 8 ТЭД на бронетранспортере из механической энергии вращения в электрическую энергию.

В соответствии с источником [4] на бронетранспортер массой до 30 т потребуются 8 ТЭД номинальной механической мощностью до 40 кВт каждый. В пиковом режиме с перегрузкой они могут выдавать 80 кВт механической энергии. Поскольку ТЭД обратимые электрические машины, то они также смогут преобразовать 80 кВт механической энергии валов в электрическую энергию. Если принять общую величину КПД в ТЭД, инверторах и колесном редукторе 0.912, то получим максимальную величину

мощности $N_{рек\ max} = 8 \cdot 80 / 0,912\ \text{кВт} = 701,75\ \text{кВт}$. Соответственно максимальное значение энергия рекуперации $E_{рек\ max} = N_{рек\ max} \cdot t$, где t – время торможения машины, с.

Текущее значение рекуперированной энергии за одну секунду равно $E_{i\ рек} = N_{i\ рек} = 701,75\ \text{кВт}$. Поскольку энергия торможения $E_{i\ торм.}$ может превышать максимальное значение энергии рекуперации $E_{рек\ max}$, то запишем следующее условие:

$$E_{i\ рек} = \begin{cases} \text{если } E_{i\ торм.} \geq E_{рек\ max}, \text{ то } E_{рек\ max}; \\ \text{если } E_{i\ торм.} < E_{рек\ max}, \text{ то } E_{i\ торм.}, \end{cases} \quad (16)$$

где $E_{i\ торм.}$ – энергия торможения, Вт; $E_{i\ рек}$ – рекуперированная энергия $E_{i\ торм.ген.}$ – энергия торможения генератором, Вт; $E_{рек\ max}$ – максимальная величина рекуперированной энергии от 8 ТЭД.

Накопление энергии в НЭЭ определяем по формуле:

$$W_{НЭЭ} = \eta_{зар} \cdot \sum_{i=1}^t E_{i\ рек}, \quad (17)$$

где $W_{НЭЭ}$ – энергия накапливаемая в НЭЭ, кВт; $\eta_{зар} = 0,71$ – КПД заряда НЭЭ с учетом потерь в ТЭД, инверторе, блоке управления заряда.

Для выполнения расчета зададимся двумя значениями ускорения замедления машины $1,5\ \text{м/с}^2$ и $4\ \text{м/с}^2$ в соответствии с источником [8]. Начальную скорость перед торможением возьмем $100\ \text{км/ч}$. Расчетные характеристики торможения бронетранспортера массой $20,5\ \text{т}$ с постоянным ускорением замедления $1,5\ \text{м/с}^2$ представлены на рис. 5. Из графиков 1 и 2 следует до $9\ \text{с}$ $E_{i\ торм.} \geq E_{рек\ max}$. При этом увеличение заряда в НЭЭ $W_{НЭЭ}$ происходит линейно. Далее скорость заряда НЭЭ снижается. Тормозной путь составил $271\ \text{м}$, время торможения $19\ \text{с}$ и мощность заряда в накопителях $5955\ \text{кВт}$.

При замедлении с постоянным ускорением $4\ \text{м/с}^2$ от начальной скоростью $100\ \text{км/ч}$ тормозной путь составил $110\ \text{м}$, время торможения $7\ \text{с}$ и мощность заряда в накопителях $2848\ \text{кВт}$. Количество заряда в НЭЭ получилось меньше из-за того, что время торможения меньше и большая часть энергии торможения преобразуется в тепло.

Для получения эффективной рекуперации энергии торможения зададимся постоянной величиной $E_{рек\ max} = 701,75\ \text{кВт}$, а ускорение замедления будем поддерживать такой величины, чтобы выполнялось условие $E_{i\ торм.} = E_{рек\ max}$. Результаты расчетов при данных условиях показаны на рис. 6.

Из рис. 6 видно, что при выполнении торможения с поддержанием максимальной величины $E_{i\ рек}$, со скорости $100\ \text{км/ч}$ тормозной путь составил $363\ \text{м}$, время торможения $19\ \text{с}$. При этом ускорение замедления изменяется от $0,70\ \text{м/с}^2$ до $3,99\ \text{м/с}^2$. Энергия, накапливаемая на НЭЭ, составит $W_{НЭЭ} = 9179\ \text{кВт}$, что выше, чем при торможении с постоянным ускорением $1,5\ \text{м/с}^2$.

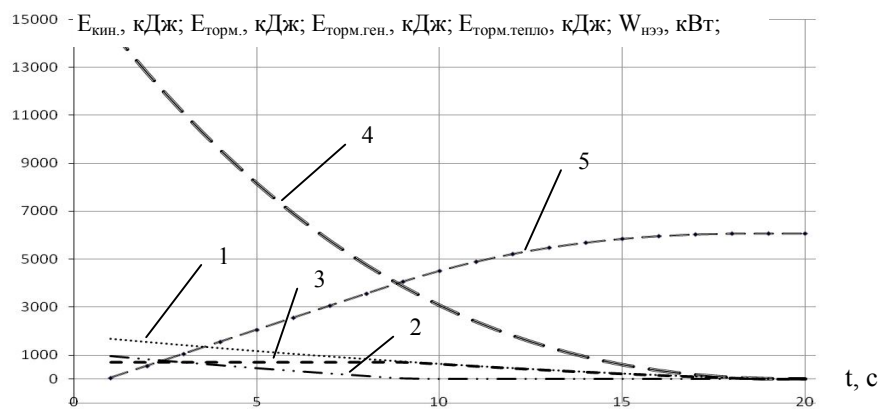


Рисунок 5 – Торможение бронетранспортера с постоянным ускорением $1,5 \text{ м/с}^2$ от начальной скорости 100 км/ч ,

где 1 – энергия торможения, кДж; 2 – энергия торможения генератором, кДж; 3 – энергия, направленная в систему торможения колеса (рассеивается в тепло), кДж; 4 – кинетическая энергия, кДж; 5 – энергия накапливаемая в НЭЭ, кВт

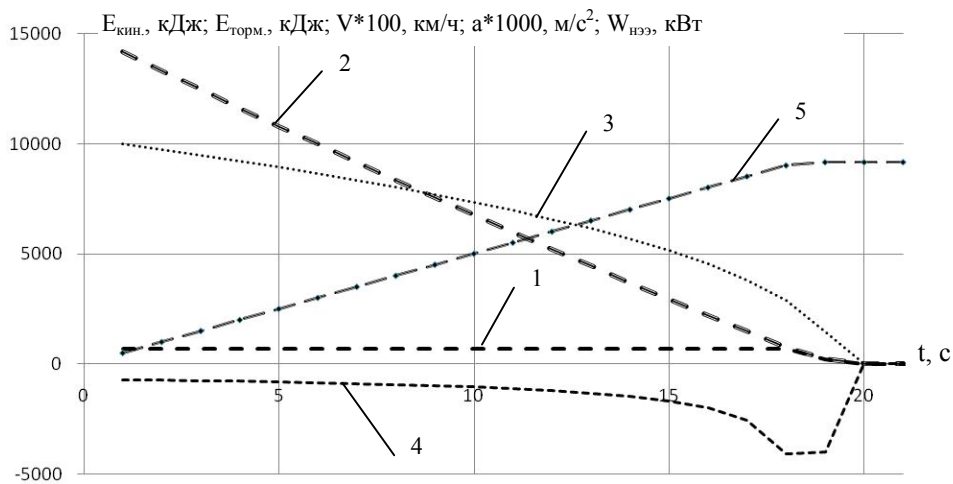


Рисунок 6 – Торможение со скорости 100 км/ч при поддержании максимальной величины энергии рекуперации,

где 1 – энергия торможения, кДж; 2 – кинетическая энергия, кДж; 3 – скорость торможения в масштабе $V*100$, км/ч; 4 – ускорение торможения в масштабе $a*1000$, м/с^2 ; 5 – энергия накапливаемая в НЭЭ, кВт

Выводы

1. Постоянное поддержание работы дизельного двигателя в режиме минимального удельного расхода топлива на всех режимах движения бронетранспортера позволяет в ГСУ с ЭМТ получить меньший расход топлива в сравнении с ГМТ.

2. Поддержание работы дизельного двигателя в режиме минимального удельного расхода топлива в ГСУ с ЭМТ осуществляется за счет управления мощностью заряда / разряда НЭЭ.

3. Для получения наибольшей величины энергии, рекуперированной при выполнении торможения бронетранспортера, необходимо торможение выполнять с поддержанием максимальной величины мощности рекуперации от ТЭД.

Литература

1. Стримовский С.В. Выбор тягового электродвигателя для проектирования электрической трансмиссии на легкобронированные колесные военные машины / С.В. Стримовский // Механіка та машинобудування. – 2017. – №1. – С. 145–155.
2. Волонцевич Д.О. Тяговый баланс перспективного колесного бронетранспортера с электромеханической трансмиссией / Д.О. Волонцевич, Е.А. Веретенников, Я.М. Мормило, А.С. Яремченко, В.О. Карпов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Транспортне машинобудування. – Харків : НТУ «ХПІ», 2017. – № 42 (948). – С. 17–22.
3. Илимбетов Р.Ю. Разработка компоновочной схемы комбинированной энергетической установки для грузового автомобиля с улучшенными экологическими показателями / Р.Ю. Илимбетов, А.М. Астапенко // Вестник ЮУрГУ. Серія «Машиностроение». – Челябинск, 2013. – №1 том 13 С. 72–78.
4. Стримовский С.В. Разработка гибридной силовой установки с электромеханической трансмиссией для военных колесных машин / С. В. Стримовский // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Транспортне машинобудування. – Харків : НТУ «ХПІ», 2018. – № 6 (1227). – С. 17–22.
5. Стримовский С.В. Сравнительный анализ работы автоматической коробки передач на легкобронированной колесной военной машине в автоматическом и ручном режимах управления / С.В. Стримовский, В.А. Толстолицкий, В.В. Дудко, И.Ю. Малеев // Механіка та машинобудування. – 2016. – №1. – С 80–88.
6. Алехин С.А. 494 БМ ТУ. Дизель 494БМ. Технические условия. / С.А. Алехин, Е.Н. Овчаров – Харьков: ХКБД, 2006. – 38 с.
7. Борисюк М.Д. Дослідження характеристик рухливості легкоброньованої колісної військової машини з гідромеханічною трансмісією / М.Д. Борисюк, В.О. Толстолицкий, С.В. Стримовський, В.М. Соловйов // Інтегровані технології та енергозбереження. – 2010. – №4. – С. 102–108.
8. Вахламов В.К. Автомобили: Эксплуатационные свойства: учебник для студ. высш. учебн. заведений. / В.К. Вахламов // М.– «Академия», 2006.– 240 с.

Bibliography (transliterated)

1. Strimovskiy S.V. Vyibor tyagovogo elektrodvigatelya dlya proektirovaniya elektricheskoy transmissii na legkobronirovannyye kolesnyie voennyye mashiny / S.V. Strimovskiy // Mehanika ta mashinobuduvannya. – 2017. – #1. – P. 145–155.
2. Volontsevich D.O. Tyagovyyiy balans perspektivnogo kolesnogo bronetransportera s elektromekhanicheskoy transmissiey / D.O. Volontsevich, E.A. Veretennikov, Ya.M. Mormilo, A.S. Yaremchenko, V.O. Karpov // Visnik NTU «HPI». Seriya: Transportne mashinobuduvannya. – Harkiv : NTU «HPI», 2017. – # 42 (948). – P. 17–22.
3. Ilimbetov R.Yu. Razrabotka komponovochnoy shemyi kombinirovannoy energeticheskoy ustanovki dlya gruzovogo avtomobilya s uluchshennyimi ekologicheskimi pokazatelyami / R.Yu. Ilimbetov, A.M. Astapenko // Vestnik YuUrGU. Seriya «Mashinostroenie». – Chelyabinsk, 2013. – #1 tom 13 P. 72–78.
4. Strimovskiy S.V. Razrabotka gibridnoy silovoy ustanovki s elektromekhanicheskoy transmissiey dlya voennyih kolesnyih mashin / S.V. Strimovskiy // Visnik NTU «HPI». Seriya: Transportne mashinobuduvannya. – Harkiv : NTU «HPI», 2018. – # 6 (1227). – P. 17–22.

5. Strimovskiy S.V. Sravnitelnyiy analiz raboty avtomaticheskoy korobki peredach na legkobronirovannoy kolesnoy voennoy mashine v avtomaticheskoy i ruchnom rezhimakh upravleniya / S.V. Strimovskiy, V.A. Tolstolutskiy, V.V. Dudko, I.Yu. Maleev // *Mehanika ta mashinobuduvannya*. – 2016. – #1. – P. 80–88.

6. Alehin S.A. 494 BM TU. Dizel 494BM. Tehnicheskie usloviya. / S.A. Alehin, E.N. Ovcharov – Harkov: HKBD, 2006. – 38 s.

7. Borisyuk M.D. Doslidzhennya harakteristik ruhivosti legkobronovanoy kolisnoyi viyskovoyi mashini z gidromehanichnoyu transmisieyu / M.D. Borisyuk, V.O. Tolstolutskiy, S.V. Strimovskiy, V.M. Solovyov // *Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya*. – 2010. – #4. – P. 102–108.

8. Vahlamov V.K. Avtomobili: Eksploatatsionnyie svoystva: uchebnik dlya stud. vyssh. uchebn. zavedeniy. / V.K. Vahlamov // М.– «Akademiya», 2006.– 240 p.

УДК 629.113 (075.8)

Волонцевич Д.О., д. техн. н., проф., Ключка Р.В., аспірант, Собко А.П., аспірант,
Стрiмовський С.В., канд. тех. наук., заст. нач. відділу

АНАЛІЗ РЕЖИМІВ РОБОТИ ГІБРИДНОЇ СИЛОВОЇ УСТАНОВКИ З ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНОЮ ТРАНСМІСІЄЮ НА ПЕРСПЕКТИВНОМУ КОЛІСНОМУ БРОНЕТРАНСПОРТЕРІ

У статті запропоновано математичну модель балансу потужності в гібридній силовій установці з електромеханічною трансмісією при русі колісного бронетранспортера. Проведено аналіз характеристик величин коефіцієнта корисної дії електромеханічної трансмісії, потужності дизельного двигуна і накопичувачів електричної енергії, необхідних для підтримки поточної швидкості руху бронетранспортера, а також питомої і годинної витрати палива. Запропоновано оптимальний режим роботи дизельного двигуна в гібридній силовій установці при виконанні розгону, руху з постійною швидкістю бронетранспортера і ефективний спосіб виконання гальмування з рекуперацією енергії.

Volontsevich D.O., Kliuchka R.V., Sobko A.P., Srimovsky S.V.

ANALYSIS OF THE MODES OF WORK OF A HYBRID POWER PLANT WITH ELECTROMECHANICAL TRANSMISSION ON A PERSPECTIVE WHEELED ARMORED TROOP-CARRIER

The paper proposes a mathematical model of power balance in a hybrid power plant with an electromechanical transmission when the wheeled armored troop-carrier moves. The analysis of the characteristics of the values of the efficiency of electromechanical transmission, the power of the diesel engine and the energy storage devices necessary to maintain the current speed of the armored troop-carrier, as well as the specific and hourly fuel consumption. The optimum mode of operation of the diesel engine in the hybrid power plant is proposed in the case of acceleration, movement with a constant speed of an armored troop-carrier and an effective way of performing braking with energy recovery.

УДК 536.423.4

Середа В.В.¹, к.техн.н., доцент, Горін В.В.², к.техн.н., ст.наук. співробітник¹ Національний університет водного господарства та природокористування, доцент кафедри гідроенергетики, теплоенергетики та гідравлічних машин; м. Рівне, Україна² Одеська державна академія технічного регулювання та якості, старший науковий співробітник кафедри метрології та метрологічного забезпечення, м. Одеса, Україна

ГІДРОДИНАМІКА І ТЕПЛООБМІН ПІД ЧАС КОНДЕНСАЦІЇ ПАРИ РОБОЧИХ РЕЧОВИН У СЕРЕДИНІ ГОРИЗОНТАЛЬНИХ ТРУБ У РАЗІ СТРАТИФІКОВАНОГО РЕЖИМУ ТЕЧІЇ ФАЗ. РОЗРАХУНОК ТЕПЛОВІДДАЧІ

Ключові слова: конденсація, теплообмін, кут затоплення труби, стратифікований режим, коефіцієнт тепловіддачі.

Вступ. У сучасних системах кондиціонування, холодильних і теплонасосних установках, у техніці випаровування морської води та підігрівниках енергетичних систем процес конденсації пари здійснюється переважно в середині горизонтальних труб і каналів. Теплообмінні процеси, які відбуваються у конденсаторах такого типу, суттєво впливають на загальну енергетичну ефективність цих систем.

На сьогодні існуючі методи і моделі розрахунку теплообміну для конденсаційних двофазних течій у горизонтальних трубах мають розбіжності між собою до 50–70 %. Така неточність зумовлена наявністю великої кількості параметрів, які впливають на теплообмін, широким діапазоном змін цих параметрів і недостатнім розумінням їх впливу на закономірності теплообміну. Неточне оцінювання тепловіддачі, а відповідно і теплопередачі, може призвести до необґрунтованого змінювання розмірів апарата й перепадів тиску в бік як збільшення, так і зменшення, наслідком чого буде зниження його ефективності. Також недостатня точність розрахунку тепловіддачі призводить до неточного оцінювання ефективності різноманітних методів інтенсифікації теплообмінного процесу під час конденсації у гладких трубах.

Аналіз стану питання. У праці [1] проаналізовано моделі та методики розрахунку кута затоплення труби струмком конденсату і висоти струмка. У більшості наукових робіт, присвячених дослідженню гідродинаміки й теплообміну у разі конденсації робочих речовин у середині горизонтальних труб, тепловіддачу в разі стратифікованого режиму течії фаз визначають за формулою Нуссельта (1), отриманою для конденсації на зовнішній поверхні горизонтальної труби з урахуванням теплообміну в струмку конденсату:

$$\alpha = 0,728 \left[\frac{\lambda_l^3 \rho_l (\rho_l - \rho_v) g r}{\mu_l d \Delta T} \right]^{0,25}, \quad (1)$$

де λ_l – коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К); ρ_l і ρ_v – густина рідини й пари відповідно, кг/м³; r – питома теплота пароутворення, Дж/кг; d – внутрішній діаметр труби, м; μ_l –

коефіцієнт динамічної в'язкості рідини, Па·с; ΔT – різниця між температурою конденсації та температурою стінки труби, К.

Тепловіддачу в струмку обчислюють за формулами конвективного теплообміну під час турбулентного руху рідини. Знаходження частини перерізу труби, яку займає струмок конденсату, є важливим питанням через те, що рівень струмка суттєво впливає на значення коефіцієнтів тепловіддачі під час конденсації пари в середині труб. У праці [2] показано, що у багатьох експериментальних дослідженнях немає вимірювання коефіцієнтів тепловіддачі у струмку конденсату, де значення коефіцієнтів тепловіддачі набагато нижче, ніж у верхній частині труби, і відсутні чіткі рекомендації щодо меж застосування запропонованих розрахункових залежностей.

Ця робота є логічним продовженням серії досліджень гідродинаміки й теплообміну під час конденсації в середині труб за гравітаційним режимом течії фаз.

Метою дослідження є експериментальне обґрунтування методу розрахунку коефіцієнтів тепловіддачі у разі стратифікованого режиму течії фаз, який дозволить більш точно оцінити теплообмін і режимні параметри двофазної течії під час плівкової конденсації холодоагенту R22 у горизонтальних трубах теплообмінних апаратів.

1. Методика дослідження. Для експериментального визначення локальних коефіцієнтів тепловіддачі взято метод, відповідно до якого локальний тепловий потік розраховують за градієнтом температур у стінці товстостінної труби [3; 4].

Принципову схему дослідної установки і методику проведення експериментів наведено у праці [5]. Установка складалася з таких основних елементів: електрокотел (генерація сухої насиченої або перегрітої пари), дослідна ділянка, задавальна ділянка (можливість моделювання процесу конденсації пари у трубах різної довжини), кінцевий конденсатор (можливість дослідження процесу конденсації за різних швидкостей пари). Стенд виконано з водяною системою охолодження. Дослідна ділянка – товстостінна труба з неіржавкої сталі 12X18H10T (коефіцієнт теплопровідності $\lambda = 15 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$) із внутрішнім діаметром $d_{\text{вн}} = 17 \text{ мм}$, яка розміщена на одній осі із задавальною ділянкою та охолоджується незалежно від неї. Хромель-копелеві термопари (діаметром 0,15 мм кожна) закладені на двох радіусах $r = 11,5 \text{ мм}$ та $R = 37 \text{ мм}$ за периметром труби у десяти точках ($\varphi = 0, \pi/4, \pi/2, 3\pi/4, \pi$). Така конструкція робочої ділянки дає змогу вимірювати локальні температури у фіксованих точках у стінці робочої ділянки.

2. Результати експериментального дослідження локальних і середніх коефіцієнтів тепловіддачі. Дослідження проводили за масової швидкості пари на вході в дослідну ділянку $G = 50\text{--}43$ і $12 \text{ кг/(м}^2\cdot\text{с)}$, змінювання середніх за φ теплових потоків q_φ від $1\cdot 10^3$ до $35\cdot 10^3 \text{ Вт/м}^2$ і паровмістів у межах $x = 0,24\text{--}0,91$. Усі досліди виконано для однакових G і x , але за змінних q_φ . Така процедура дає змогу стабільно підтримувати в дослідах однакові параметри процесу (G і x).

Вплив локального для кожного φ теплового потоку на локальне значення коефіцієнта тепловіддачі α_φ різний залежно від G і φ . Для більшості дослідів α_φ у верхньому сегменті труби ($\varphi > 90^\circ$) зменшується зі збільшенням q_φ (рис. 1). За $\varphi < 90^\circ$ у нижній частині труби (струмок конденсату) α_φ зростає за умови збільшення q_φ , особливо за малих x (рис. 1).

Середні коефіцієнти тепловіддачі $\alpha_\varphi = f(q_\varphi)$ для $x = 0,2$ за різних масових швидкостях G показані на рис. 2, а середні коефіцієнти тепловіддачі $\alpha_\varphi = f(q_\varphi)$ для $G = 12$

кг/(м²·с) за різних x – на рис. 3. Видно, що за умови стратифікованого режиму течії фаз коефіцієнти тепловіддачі майже не залежать як від швидкості пари (тертя на межі поділу фаз), так і від паровмісту x . Окрім того, значення α_ϕ добре узгоджуються з розрахунком за формулою Нуссельта (1), коли на процес конденсації впливає тільки сила тяжіння.

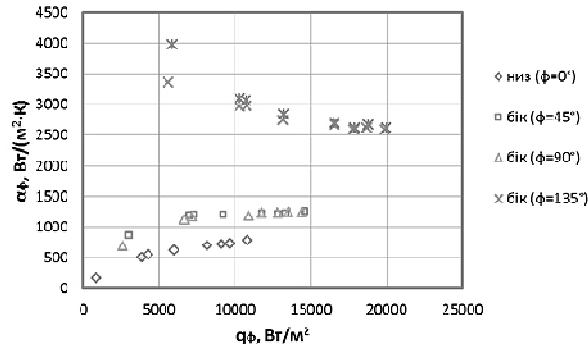


Рисунок 1 – Вплив теплового потоку q_ϕ на локальну за периметром труби тепловіддачу α_ϕ за $G = 43$ кг/(м²·с); $x = 0,24$

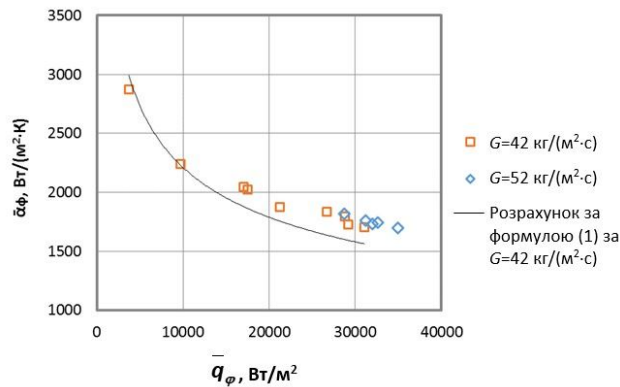


Рисунок 2 – Середні за периметром труби коефіцієнти тепловіддачі α_ϕ залежно від теплового потоку q_ϕ за $x = 0,2$ і різних масових швидкостей

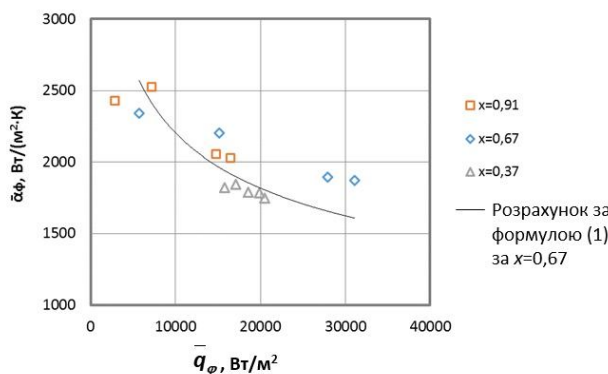


Рисунок 3 – Середні за периметром труби коефіцієнти тепловіддачі α_ϕ залежно від теплового потоку q_ϕ за $G = 12$ кг/(м²·с) і різного паровмісту

3. Розрахунок теплообміну, кута й висоти затоплення перерізу труби. Автори цієї роботи досліджували тепловіддачу під час конденсації пари холодоагенту R22 в середині горизонтальних труб за різних режимів течії потоку, зокрема за стратифікованим режимом.

У праці [1] автори узагальнили наявні у доступній літературі залежності щодо розрахунку геометричних характеристик потоку й тепловіддачі у разі конденсації робочих речовин у середині горизонтальних труб за стратифікованим та стратифіковано-хвильовим режимами течії фаз.

На підставі отриманих дослідних даних під час гравітаційного режиму течії потоку автори виконали порівняльні розрахунки коефіцієнтів тепловіддачі α , кута струмка конденсату θ_{wet} , висоти струмка h_{wet} за різними теоретичними та емпіричними залежностями, викладеними у роботі [1]. Відповідно до наведених кореляцій із праць [6–17] порівняльні розрахунки подано у графічному вигляді.

Порівняльний розрахунок кута затоплення (струмка) потоку θ_{wet} за залежностями з робіт [6–16] показано на рис. 4, а порівняльний розрахунок висоти струмка потоку конденсату h_{wet} за залежностями з робіт [6–16] – на рис. 5.

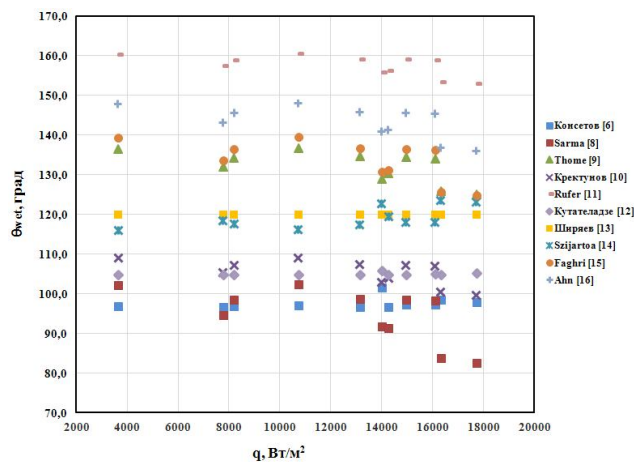


Рисунок 4 – Кут затоплення θ_{wet} залежно від питомого теплового потоку q

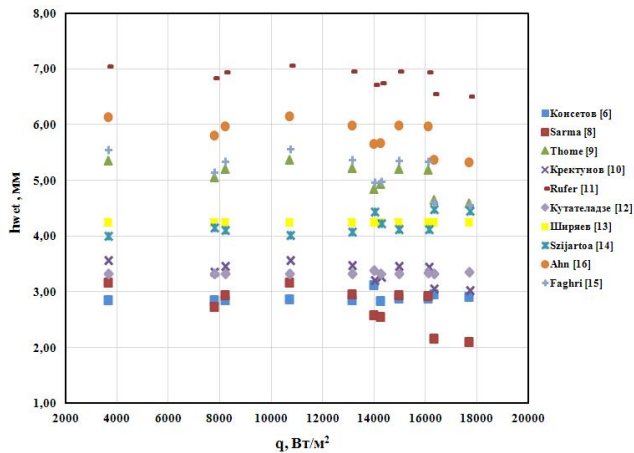


Рисунок 5 – Висота струмка конденсату h_{wet} залежно від питомого теплового потоку q

Аналіз поданих на рис. 4 і 5 розрахунків свідчить, що значення кута затоплення θ_{wet} і висоти струмка конденсату h_{wet} істотно залежить від формули для його розрахунку і обрати кращу серед них неможливо. Тому проведемо порівняння розрахунків теплообміну за різними залежностями з праць [6; 7; 9; 10; 14–17], зроблених на основі експериментальних даних авторів цієї роботи під час конденсації у трубі холодоагенту R 22.

У роботах [6; 7] середній коефіцієнт тепловіддачі під час конденсації пари в середині горизонтальної труби за умови наявності на її більшій частині розширеного режиму течії двофазного потоку наближено дорівнює:

$$\bar{\alpha} = \frac{\varphi}{\pi} \alpha_{strat} + \frac{\pi - \varphi}{\pi} \alpha_f, \quad (2)$$

де α_f і α_{strat} – відповідно середні коефіцієнти тепловіддачі у струмку конденсату і у верхній частині труби, Вт/(м²·К); φ – кут затоплення труби, значення якого у першому наближенні можна розраховувати за формулою:

$$1 - \cos \varphi = 4,2 Fr_l^{0,33} \left(\frac{\sigma}{\rho_l g d^2} \right)^{0,25}, \quad (3)$$

де $Fr_l = ql / (r \rho_l \sqrt{g d^3})$ – критерій Фруда; r – питома теплота пароутворення, Дж/кг; l – довжина труби, м; σ – коефіцієнт поверхневого натягу, Н/м.

Формули для розрахунку α_f і α_{strat} наведено у роботі [1].

У роботі [17] модель розрахунку тепловіддачі має такий вигляд:

$$\alpha = \theta \alpha_{bot} + (2\pi - \theta) \alpha_{top}, \quad (4)$$

де θ – кут у радіанах верхнього сегменту труби до рівня рідини, значення якого наближено можна визначити за формулою:

$$\theta \approx \frac{2}{\cos(2\varepsilon - 1)}, \quad (5)$$

де ε – об'ємний паровміст.

Формули для визначення коефіцієнтів тепловіддачі у струмку конденсату α_{bot} і у верхній частині труби α_{top} наведено у роботі [1].

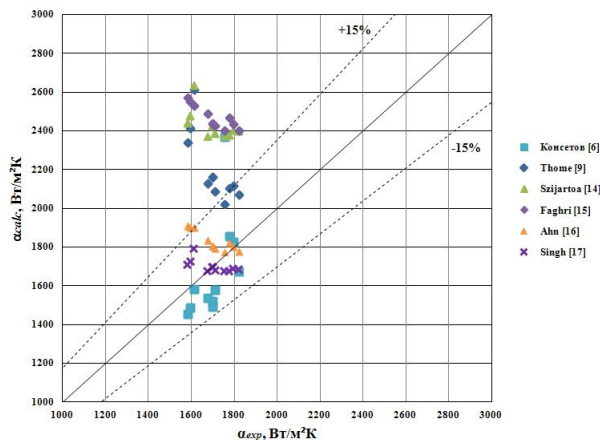


Рисунок 6 – Порівняння розрахунків середніх коефіцієнтів тепловіддачі α з отриманими експериментальними даними

З рис. 6 видно, що найкращу точність мають формули Консетова [6; 7], Singh et al. [17] та Ahn et al. [16], які дають змогу узагальнити всі дослідні точки у межах $\pm 15\%$. Розрахункові значення коефіцієнтів тепловіддачі, визначені за іншими залежностями відхиляються від дослідних даних більш ніж на 50% .

Висновки

1. У результаті досліджень локальних коефіцієнтів тепловіддачі під час конденсації холодоагенту R22 у середині горизонтальної труби показано вплив теплового потоку на тепловіддачу під час стратифікованого режиму течії фаз.

2. Найбільш прийнятними для розрахунку гідродинаміки й теплообміну за стратифікованим режимом течії фаз у середині горизонтальних труб у разі конденсацій фреону R22 є залежності Консетова (2) та (3) з робіт [6; 7]; формули Singh et al. (4) та (5) з роботи [17] та модель Ahn et al. [16]. Всі три методи дають можливість визначити кут затоплення і висоту струмка у нижній частині труби та забезпечують найкращу точність розрахунку середніх за периметром труби коефіцієнтів тепловіддачі α (похибка у межах $\pm 15\%$).

3. У подальших дослідженнях процесів гідродинаміки та конденсації за стратифікованим та стратифіковано-хвильовим режимами течії потоків необхідно розширити діапазон робочих речовин, використовуваних у дослідах, зокрема багатокомпонентних холодоагентів та водяної пари.

Література

1. Горін В. В., Серeda В. В. Гідродинаміка та теплообмін під час конденсації пари робочих речовин у середині горизонтальних труб у разі стратифікованого режиму течії фаз. Огляд праць. Холодильна техніка і технологія. т. 54. № 4. С. 28–38.
2. Rifert V. G., Sereda V. V. Condensation inside smooth horizontal tubes. Part 1. Survey of the methods of heat-exchange prediction. Scientific journal «Thermal Science». 2015. № 5 (19). P. 1769–1789.
3. Петухов Б. С. Метод толстостенной трубы для измерения местной теплоотдачи в трубах. Теплоэнергетика. 1956. № 4. С. 36–41.
4. Louahlia-Gualous H., Panday P. K., Artioukhine E. Inverse determination of the local heat transfer coefficients of nucleate boiling on a horizontal cylinder. Journal of heat transfer, Transaction of the ASME. 2003. №125. P. 1087–1095.
5. Rifert V. G., Sereda V. V., Barabash P. O., Gorin V. V. Condensation inside smooth horizontal tubes. Part 2. Improvement of heat exchange prediction. Scientific journal «Thermal Science». 2017. № 3 (21). P. 1479–1489.
6. Консетов В. В. К вопросу о теплоотдаче при конденсации пара внутригоризонтальных труб // Изв. Вузов. «Энергетика». – Вып. 12. – М., 1961.
7. Консетов В. В. Исследование теплоотдачи при конденсации чистого насыщенного пара внутри труб: автореф. канд. дис. – Л.:1962. – 17 с.
8. Sarma P. K., Sarma A. S. P. and Apparao K. Venkata. Predictions of Flow-Level Angles in Two-Phase, One-Component Stratified Flow // Journal. Heat Transfer. – 1971. – V. 93. – № 2. – P. 254-255.
9. Thome J. R., Hajal J., Cavallini A. Condensation in horizontal tubes. Part 2: New heat transfer model based on flow regimes // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2003. – V. 46. – № 18. – P. 3365–3387.

10. Кректунов О. П., Савус А. С. Процессы конденсации и конденсаторы масло-жирового производства. – СПб.: АООТ «НПО ЦКТИ», –1998. – 495 с.
11. Rufer C., Kezios S. Analysis of two-phase one component stratified flow with condensation. ASHARE Trans. 88, 1966. P. 265–272.
12. Кутателадзе С. С. Теплоотдача при пленочной конденсации пара внутри горизонтальной трубы. В кн.: Вопросы теплоотдачи и гидравлики двухфазных сред. – М.: ГЭИ, 1961. – С. 138–156.
13. Ширяев Ю. Н. Исследование теплообмена при конденсации фреонов и аммиака внутригоризонтальных труб и змеевиков: автореф. канд. дис. – Л.: ЛТИХП, 1974. – 24 с.
14. Szijártó R., Freixa J., Prasser H.-M. Simulation of condensation in a closed, slightly inclined horizontal pipe with a modified RELAP5 code, Nuclear Engineering and Design 273 (2014). – P. 288–297.
15. Faghri A., Zhang Y. Transport Phenomena in Multiphase Systems. Academic Press. 2006. 1064 p.
16. Ahn T.-H., Yun B.-J. and Jeong J.-J. Void fraction prediction for separated flows in the nearly horizontal tubes. Nucl. EngTechnol 47. – 2015. – P. 669 – 677.
17. Singh A., Ohadi M. M. & Dessiatoun S. V. Empirical Modeling of Stratified Wavy Flow Condensation Heat Transfer in Smooth Horizontal Tubes. ASHRAE Trans: Symposia. 1996. 9, P. 596–603.

Bibliography (transliterated)

1. Horin V. V., Sereda V. V. Hidrodynamika ta teploobmin pid chas kondensatsiyi pary robochykh rehovyn u seredyni horyzontal'nykh trub u razi stratyfikovanoho rezhyму techiyi faz. Ohlyad prats'. Kholodyl'na tekhnika i tekhnolohiya. Vol. 54. № 4. P. 28–38.
2. Rifert V. G., Sereda V. V. Condensation inside smooth horizontal tubes. Part 1. Survey of the methods of heat-exchange prediction. Scientific journal «Thermal Science». 2015. № 5 (19). P. 1769–1789.
3. Petukhov B. S. Metod tolstostennoy trubyy dlya izmereniya mestnoy teplootdachi v trubakh. Teploenergetika. 1956. № 4. P. 36–41.
4. Louahlia-Gualous H., Panday P. K., Artioukhine E. Inverse determination of the local heat transfer coefficients of nucleate boiling on a horizontal cylinder. Journal of heat transfer, Transaction of the ASME. 2003. №125. P. 1087–1095.
5. Rifert V. G., Sereda V. V., Barabash P. O., Gorin V. V. Condensation inside smooth horizontal tubes. Part 2. Improvement of heat exchange prediction. Scientific journal «Thermal Science». 2017. № 3 (21). P. 1479–1489.
6. Konsetov V. V. K voprosu o teplootdache pri kondensatsii para vnutrigorizontal'nykh trub // Izv. Vuzov. «Energetika». – Vol. 12. – М., 1961.
7. Konsetov V. V. Issledovanie teplootdachi pri kondensatsii chistogo nasyshchennogo para vnutri trub: avtoref. kand. dis. – L.: 1962. – 17 p.
8. Sarma P. K., Sarma A. S. P. and Apparao K. Venkata. Predictions of Flow-Level Angles in Two-Phase, One-Component Stratified Flow // Journal. Heat Transfer. – 1971. – V. 93. – № 2. – P. 254-255.
9. Thome J. R., Hajal J., Cavallini A. Condensation in horizontal tubes. Part 2: New heat transfer model based on flow regimes // International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2003. – V. 46. – № 18. – P. 3365–3387.

10. Krekturnov O. P., Savus A. S. Protsessy kondensatsii i kondensatory maslozhirovogo proizvodstva. – SPb.: AOOT «NPO TsKTI», –1998. – 495 p.
11. Rufer C., Kezios S. Analysis of two-phase one component stratified flow with condensation. ASHARE Trans. 88, 1966. P. 265–272.
12. Kutateladze S. S. Teplootdacha pri plenochnoy kondensatsii para vnutri gorizonta'noy trubiy. V kn.: Voprosy teplootdachi i gidravliki dvukhfaznykh sred. – M.: GEI, 1961. – P. 138–156.
13. Shiryayev Yu. N. Issledovanie teploobmena pri kondensatsii freonov i ammiaka vnutrigorizonta'nykh trub i zmeevikov: avtoref. kand. dis. – L.: LTIKhp, 1974. – 24 c.
14. Szijártóa R., Freixa J., Prasser H.-M. Simulation of condensation in a closed, slightly inclined horizontal pipe with a modified RELAP5 code, Nuclear Engineering and Design 273 (2014). – P. 288–297.
15. Faghri A., Zhang Y. Transport Phenomena in Multiphase Systems. Academic Press. 2006. 1064 p.
16. Ahn T.-H., Yun B.-J. and Jeong J.-J. Void fraction prediction for separated flows in the nearly horizontal tubes. Nucl. EngTechnol 47. – 2015. – P. 669 – 677.
17. Singh A., Ohadi M. M. & Dessiatoun S. V. Empirical Modeling of Stratified Wavy Flow Condensation Heat Transfer in Smooth Horizontal Tubes. ASHRAE Trans: Symposia. 1996. 9, P. 596–603.

УДК 536.423.4

Серета В.В., Горин В.В.

**ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛООБМЕН ПРИ КОНДЕНСАЦИИ ПАРА РАБОЧИХ
ВЕЩЕСТВ В СЕРЕДИНЕ ГОРИЗОНТАЛЬНЫХ ТРУБ
В СЛУЧАЕ СТРАТИФИЦИРОВАННОГО РЕЖИМА ТЕЧЕНИЯ ФАЗ.
РАСЧЕТ ТЕПЛОТДАЧИ**

Градиентным методом выполнено измерение локальных значений коэффициентов теплоотдачи и тепловых потоков в случае конденсации хладагента R22 в середине горизонтальной трубы с внутренним диаметром $d_{\text{вн}} = 17$ мм при стратифицированном (расслоенном) режиме течения потока. Исследования проводили при массовой скорости пара на входе в трубу $G = 50\text{--}43$ и 12 кг/(м²·с), изменении средних по периметру трубы тепловых потоков $q_{\text{ф}}$ от $1 \cdot 10^3$ до $35 \cdot 10^3$ Вт/м² и паросодержании в пределах $x = 0,24\text{--}0,91$. Показано отдельное влияние на закономерности локальной и средней теплоотдачи скорости пара и соответственно сопротивления трения на границе раздела фаз и теплового потока для пленки конденсата при постоянном значении или незначительном изменении других характеристик процесса конденсации. Проанализированы теоретические и экспериментальные модели и методы расчета гидродинамики и теплообмена при конденсации рабочих веществ в середине горизонтальных труб в случае стратифицированного режима течения фаз с открытых литературных источников. В то же время приведены корреляции различных авторов относительно расчета локальных и средних по периметру трубы коэффициентов теплоотдачи. Показано, что наиболее приемлемыми для расчета угла затопления трубы при стратифицированном режиме течения в горизонтальных трубах являются зависимости Консетова, Кректунова и Кутателадзе. Экспериментально доказано, что лучшую точность расчета ($\pm 15\%$) коэффициентов теплоот-

дачи в случае конденсации при расслоенном режиме течения фаз обеспечивают формулы Консетова, Сингха (Singh) та Агна (Ahn) с соавторами. С целью усовершенствования расчетных зависимостей по расчету коэффициентов теплоотдачи при конденсации при стратифицированном и стратифицированно-волновом режимами течения потоков необходимо расширить диапазон рабочих веществ, используемых в экспериментальных исследованиях, например многокомпонентных хладагентов, гидрокарбонатов и водяного пара.

Ключевые слова: конденсация, теплообмен, угол затопления трубы, стратифицированный режим, коэффициент теплоотдачи.

Sereda V.V., Gorin V.V.

HYDRODYNAMICS AND HEAT TRANSFER IN VAPOUR CONDENSING INSIDE HORIZONTAL TUBES AT STRATIFIED PHASE FLOW. HEAT TRANSFER PREDICTION

Experimental data on local and average heat transfer obtained when condensing refrigerant R22 in horizontal tube with $d = 17$ mm to the stratified regime. In these studies, the input mass velocity ranged from 12 to 50 kg/(m²s), heat fluxes from $1 \cdot 10^3$ to $35 \cdot 10^3$ W/m² and of vapour content – 0,24 to 0,91. All the experiments are performed for the same heat fluxes, but for variables G and x . This procedure allows examining the specific impact on heat transfer of vapour velocity and vapour content at the constant value or small changes of other characteristics. The analysis of theoretical and experimental solutions for hydrodynamics and heat transfer prediction in condensing inside horizontal tubes at stratified flow is presented in this paper. Heat transfer by vapor condensing in a stream is predicted by different correlations not proved by the experiments, but related to convective heat transfer in tube. The proposed empirical correlations for heat transfer prediction reveal significant discrepancies both in heat-transfer coefficients and in the rate of main parameters (Re_l , Re_v , Pr_l) that effect on condensation. In addition, there are often no remarks concerning boundaries for the use of the proposed relationships. It is shown, that the most suitable for prediction of the flooding angle of the tube at stratified flow regime are the dependence of Consetov, Krektunov and Kutateladze. Experimentally proved that the best accuracy of the heat transfer prediction ($\pm 15\%$) at stratified phase flow regime provides the formulas of Consetov, Singh and Ahn with co-authors. For the improvement of the dependences for heat transfer prediction in condensing at stratified and stratified-wave regimes of phase flow, it is necessary to expand the range of working fluids used in experimental studies, such as multicomponent refrigerants, hydrocarbons and water vapor.

Keywords: condensation; heat exchange; heat transfer coefficient; flooding angle; stratified flow.

УДК 691.175.2

Карев А.И., аспирант

*Харьковский национальный университет строительства и архитектуры***РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПОЛУЧЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ СТРОИТЕЛЬНОГО НАЗНАЧЕНИЯ ИЗ ВТОРИЧНЫХ ПОЛИОЛЕФИНОВ И АГРОПРОМЫШЛЕННЫХ ОТХОДОВ**

Ключевые слова: полиолефины, древесно-полимерные композиты, агропромышленные отходы.

Введение. Сегодня в ведущих странах мира активно развивается направления по вторичному использованию полимерных отходов и изделий на их основе. Наиболее быстро развивается рынок термопластичных полимерных материалов. Большая часть изделий из них – тара и упаковка, жизненный цикл которой составляет от 5 до 7 дней, после чего отходы этих материалов необходимо утилизировать [1]. Достаточно актуальным и эффективным методом утилизации вышеуказанных отходов термопластичных материалов, является получение древесно-полимерных композитов (ДПК) путем компаундирования отходов этих полимеров с отходами деревообработки с получением качественных изделий и деталей строительного назначения: половая и террасная доска, оконные и дверные профили, сайдинги, декинги и т.п. [2].

Цель статьи – разработка усовершенствованной технологической схемы производства ДПК профильно-погонажных изделий из вторичных полиолефинов и агропромышленных отходов в виде шелухи гречки и овса.

Обсуждение результатов. В научной литературе освещены технологии получения композиционных материалов на основе вторичного полимерного сырья с различными наполнителями. Традиционно это органические наполнители древесного происхождения - древесная мука, опилки или стружка [3]. Создание ДПК на основе вторичных термопластов и измельченных целлюлозосодержащих отходов позволяет решить проблему переработки отходов в готовую продукцию [4]. Разработка и совершенствование технологических подходов, оптимизация составов ДПК [5], а также исследование влияния компонентов композиции на качество получаемых материалов [3], является одним из наиболее актуальных направлений во всей научно-технической проблематике производства и применения ДПК.

В ряде современных научных работ приводится исследование по применению агропромышленных отходов в процессах производства ДПК [6–8]. В работах [8–10] было показано, что для ДПК целесообразно использовать отходы агробиомассы недревесного происхождения, которые в избытке образуются на агропредприятиях Украины. Именно поэтому одним из перспективных направлений является разработка технологий получения композиций и изделий на основе отходов термопластов, которые компа-

ундируються с измельченными трудноутилизуемыми отходами агропромышленных комплексов. Данный подход позволяет решить общую проблему утилизации полимерных материалов и проблему утилизации отходов агропредприятий, а также развивать новое направление с получения новых и эффективных ДПК [11,12].

Процесс получения ДПК на основе вторичных полиолефинов и отходов гречки и овса осуществляется по двустадийной технологической схеме, по методу прямой экструзии.

Технологический процесс производства ДПК состоит из таких операций:

- удаление крупных и металлических примесей из отходов шелухи гречки или овса;
- предварительное измельчение отходов шелухи гречки или овса;
- подсушивание измельченных отходов шелухи гречки или овса;
- окончательное измельчение отходов шелухи гречки или овса;
- дозирование вторичных полиолефинов и измельченных отходов шелухи гречки или овса;
- смешивание вторичных полиолефинов и измельченных отходов шелухи гречки и овса;
- предварительная гомогенизация компонентов композиции с получением однородной смеси в виде стренг;
- экструзия профиля ДПК;
- калибровка и охлаждения профиля ДПК;
- механическая обработка профиля ДПК;
- нанесения тиснения на профиль ДПК;
- нарезка профиля ДПК;
- упаковка и транспортировка на склад.

Далее пройдем по основным стадиям процесса производства **профилей ДПК** на основе вторичных полиолефинов и отходов гречки или овса исходя из технологической схемы – рис. 1.

Шелуха гречихи или овса хранится навалом на складе (1). Шнековым конвейером шелуха подается в барабанный отделитель крупных примесей (2), который снабжен магнитным сепаратором. Подрешетный продукт барабанного отделителя крупных примесей поступает в молотковую дробилку (3), которая обеспечивает измельчение до среднего размера частиц 2–3 мм, при этом насыпной вес материала увеличивается в 1,5–2 раза. Затем, предварительно измельченная шелуха попадает в сушилку барабанного типа (4), где сушатся до 5–8 % влажности. Из барабанной сушилки сырье при помощи пневмотранспорта подается в дробилку дисмембраторного типа (5), которая обеспечивает требуемую дисперсность продукта. Далее полидисперсный порошок отходов шелухи гречки или овса направляется в бункер-накопитель (6). Из бункера по шнековом конвейере полидисперсный порошок отходов шелухи гречки или овса попадает в смеситель (8). Из бункера (7) в смеситель подается измельченный полимер (вторичный полиэтилен или полипропилен). Смесь попадает в накопительные бункеры смеси (9). Далее смесь проходит в экструдер-гранулятор (10), снабженный устройством для резки стренг. В нем происходит предварительная гомогенизация смеси. Резаные

стенги (гранулы) подаються в екструдер (11), где материал нагрівається і повторно гомогенізуються.

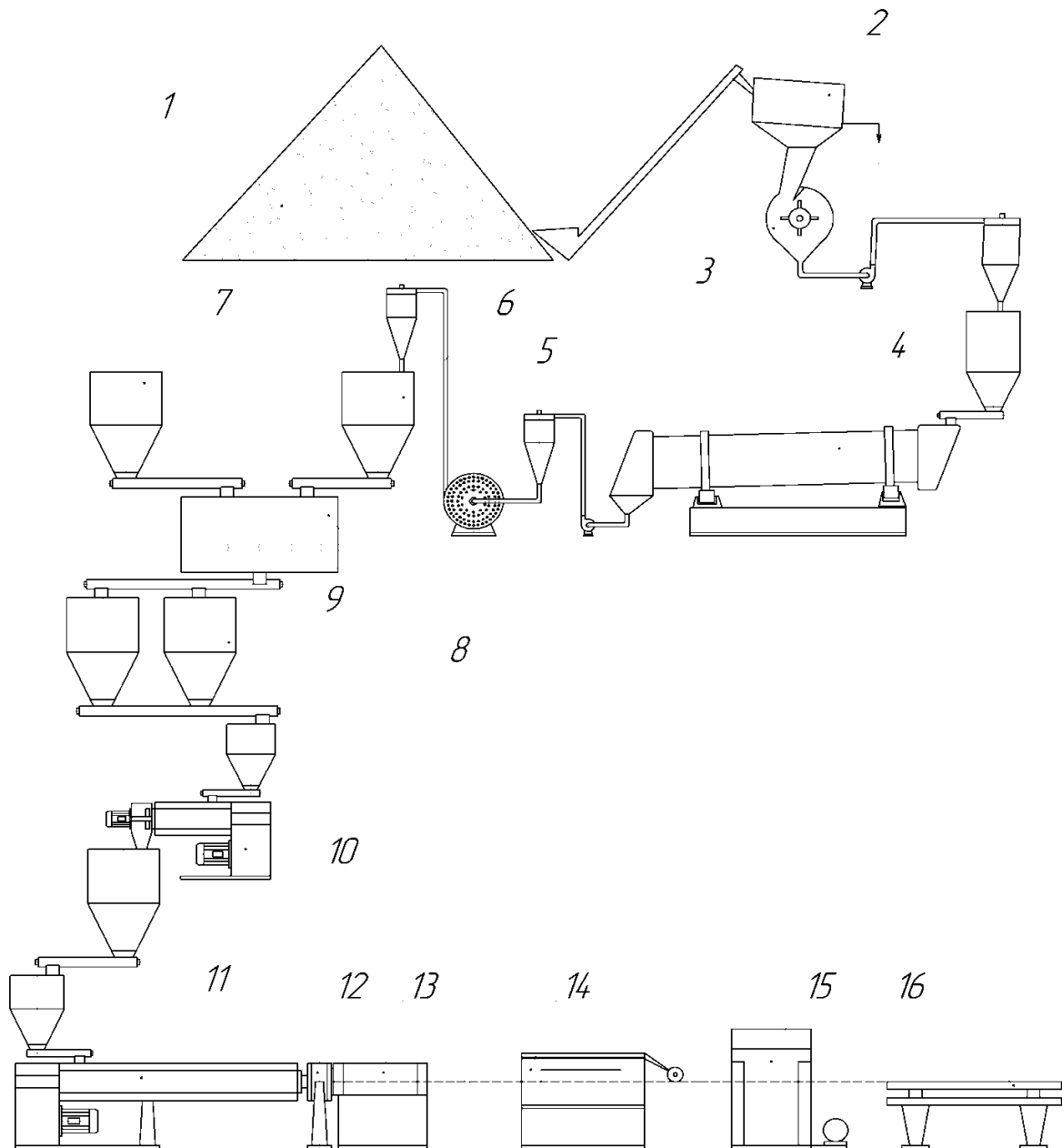


Рисунок 1 – Технологическая схема линии по получению профильно–погонажных изделий из ДПК на основе вторичных полиолефинов и шелухи гречихи или овса:

- 1 – склад шелухи, 2 – барабанный отделитель крупных примесей, 3 – молотковая дробилка, 4 – сушилка барабанного типа; 5 – дробилка дисмембраторного типа, 6 – бункер измельченной и высушенной шелухи; 7 – бункер вторичного полимерного сырья; 8 – смеситель; 9 – бункеры готовой смеси, 10 –экструдер-гранулятор, 11 – экструдер, 12 – фильера; 13 – вакуум калибрующе-охлаждающее устройство; 14 – устройство обдува сжатым воздухом; 15 – тянущее устройство и аппарат для тиснения; 16 – шлифовальная машина и режущее устройство

Далее расплав ДПК проходит в формующую головку(12) и приобретает заданную форму, после чего профили калибруются и охлаждаются в специальном вакуум калибрующе-охлаждающем устройстве (13), затем капли воды на поверхности ДПК устраняются с помощью устройства обдува сжатым воздухом (14). Далее с помощью тянущего устройства профили ДПК направляются на механическую обработку на шлифовальной машине (15) с последующим нанесением тиснения на профиль ДПК в аппарате для тиснения и нарезаются на доски заданных размеров на режущем устройстве (16). Доски ДПК упаковываются и отправляются на склад.

Выводы. Таким образом, в результате проведенных исследований была разработана новая технология получения полимерных композитов на основе вторичных полиолефинов и отходов агропромышленного комплекса Украины в виде шелухи гречки и овса.

Описана подробная технологическая схема процесса производства ДПК на основе вторичных полиолефинов и отходов шелухи гречки и овса, особенностью которой является применение молотковой и дисмембраторной дробилок, которые обеспечивают повышение насыпной плотности наполнителя и придание ему полифракционного состава.

Литература

1. Глухих В.В., Мухин Н.М., Шкуро А.Е., Буриндин В.Г. Получение и применение изделий из древесно-полимерных композитов с термо-пластичными полимерными матрицами: Учеб. пособие. – Екатеринбург: Урал. гос. лесотехн. ун-т, 2014. – 85 с.
2. Шевцова А.А. Утилизация изделий из пластика // Современные научные исследования и инновации. 2016. № 1 [Электронный ресурс]. URL: <http://web.snauka.ru/issues/2016/01/62753> (дата обращения: 11.01.2018).
3. Aras, U., Kalaycıoğlu, H., Yel, H., and Bitek, G., 2015. Effects of Ammonium Nitrate on Physico-mechanical Properties and Formaldehyde Contents of Particleboard. *Procedia – Social and Behavioral Sciences*, 195, pp. 2130–2134.
4. Мусин И.Н., Файзуллин И.С., Вольфсон С.И. Влияние добавок на свойства древесно-полимерных композитов // Вестник Казанского технологического университета. 2012. №24. С. 97–99.
5. Bin Hussain, M., and El-Tonsy, M., 2013. Palm leave and plastic waste wood composite for out-door structures. *Construction and Building Materials*, 47, pp. 1431–1435.
6. Ghasem, J., 2013. Economic model assessment of wood-polymer composites production from agricultural wastes. *Annals of biological research-Scholar research library*, 4(5), pp. 169–174.
7. Koivuranta E., Hietala M., Ämmälä A., Oksman K., Illikinen M. Improved durability of lignocellulose-polypropylene composites manufactured using twin-screw extrusion *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, 101 (2017), 265–272.
8. LI, W., TSE, H., FOK, L., 2016. Plastic waste in the marine environment: A review of sources, occurrence and effects. *Science of The Total Environment*, 566-567, pp. 333–349.
9. Карев, А.І. Перспективи використання рослинних відходів у виробництві полімерних композитів [Текст] / А. І. Карев, Ю. М. Данченко // Матеріали ІХ Міжнарод-

ної науково-технічної WEB-конференції «Композиційні матеріали». – К, 2016. – С. 81–82.

9. Карєв, А.І. Вплив природи дисперсних органічних наповнювачів на фізико-механічні властивості композитів з вторинного поліпропілену [Текст] / А.І. Карєв, Ю. М. Данченко // Матеріали ІІ Міжнародної науково-технічної Інтернет-конференції «Ресурсозбереження та енергоефективність інженерної інфраструктури урбанізованих територій та промислових підприємств». – Х.: ХНУГХ ім. А.Н. Бекетова, 2016. – С.104–107.

10. Карєв, А.І. Властивості органічних наповнювачів деревно-полімерних композитів будівельного призначення [Текст] / А. І. Карєв, Ю.М. Данченко, Д.Г. Яворська // Науковий вісник будівництва. – 2016. – Т. 86. – № 4. – С.160–164.

11. Danchenko, Yu., Andronov, V., Kariev, A., Lebedev, V., Rybka, E., Meleshchenko, R., Yavorska, D. (2017). Investigation of surface properties of dispersive fillers based on plant raw materials. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 5, 12(89), 20–26.

Bibliography (transliterated)

1. Gluhih V.V., Muhin N.M., Shkuro A.E., Buryindin V.G. Poluchenie i primeneniye izdeliy iz drevesno-polimernykh kompozitov s termo-plastichnyimi polimernymi matritsami: Ucheb. posobie. – Ekaterinburg: Ural. gos. lesotehn. un-t, 2014. – 85 p.

2. Shevtsova A.A. Utilizatsiya izdeliy iz plastika // Sovremennyye nauchnyie issledovaniya i innovatsii. 2016. # 1 [Elektronnyiy resurs]. URL: <http://web.snauka.ru/issues/2016/01/62753> (data obrascheniya: 11.01.2018).

3. Aras, U., Kalaycioğlu, H., Yel, H., and Bitek, G., 2015. Effects of Ammonium Nitrate on Physico-mechanical Properties and Formaldehyde Contents of Particleboard. Procedia – Social and Behavioral Sciences, 195, pp. 2130–2134.

4. Musin I.N., Fayzullin I.S., Volfson S.I. Vliyanie dobavok na svoystva drevesno-polimernykh kompozitov // Vestnik Kazanskogo tehnologicheskogo universi-teta. 2012. #24. P. 97–99.

5. Bin Hussain, M., and El-Tonsy, M., 2013. Palm leave and plastic waste wood composite for out-door structures. Construction and Building Materials, 47, pp. 1431–1435. Ghasem, J., 2013. Economic model assessment of wood-polymer composites production from agricultural wastes. Annals of biological research-Scholar research library, 4(5), pp. 169–174.

6. Koivuranta E., Hietala M., Ämmälä A., Oksman K., Illikinen M. Improved durability of lignocellulose-polypropylene composites manufactured using twin-screw extrusion Compos. Part A Appl. Sci. Manuf., 101 (2017), 265–272.

7. LI, W., TSE, H., FOK, L., 2016. Plastic waste in the marine environment: A review of sources, occurrence and effects. Science of The Total Environment, 566-567, pp. 333–349.

8. Karev, A.I. Perspektivi vikoristannya roslinnih vldhodiv u virobnitstvi polimernih kompozitiv [Tekst] / A.I. Karev, Yu. M. Danchenko // Materiali IX Mizhnarodnoyi naukovo-tehnichnoyi WEB-konferentsiyi «Kompozitsiyini materialii». – K, 2016. – P. 81–82.

9. Karev, A.I. Vpliv prirodi dispersnih organichnih napovnyuvachiv na flziko-mehanichni vlastivosti kompozitiv z vtorinnogo polipropilenu [Tekst] / A.I. Karev, Yu.M.

Danchenko // Materiali II Mizhnarodnoyi naukovo-tehnichnoyi Internet-konferentsiyi «Resursozberezhennya ta energoefektivnist inzhenernoyi Infrastrukturi urbanizovanih teritoriy ta promislivih pidpriemstv». – H.: HNUGH Im. A.N. Beketova, 2016. – P.104–107.

10. Karev, A.I. Vlastivosti organichnih napovnyuvachiv derevno-polimernih kompozitiv budivelnogo pryznachennya [Tekst] / A.I. Karev, Yu.M. Danchenko, D.G. Yavorska // Naukoviy visnik budivnitstva. – 2016. – T. 86.– # 4.– P. 160–164.

11. Danchenko, Yu., Andronov, V., Kariev, A., Lebedev, V., Rybka, E., Meleshchenko, R., Yavorska, D. (2017). Investigation of surface properties of dispersive fillers based on plant raw materials. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 5, 12(89), 20–26.

УДК 691.175.2

Карев А.І., аспірант

Харківський національний університет будівництва та архітектури

**РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ ОТРИМАННЯ ВИРОБІВ БУДІВЕЛЬНОГО
ПРИЗНАЧЕННЯ З ВТОРИННИХ ПОЛІОЛЕФІНІВ І АГРОПРОМИСЛОВИХ
ВІДХОДІВ**

В статті проведено аналіз аспектів створення нових ДПК і розроблена вдосконалена технологічна схема отримання ДПК профільно-погонажних виробів з вторинних поліолефінів і агропромислових відходів у вигляді лущиння гречки і вівса.

Kariev A.I.

**DEVELOPMENT OF TECHNOLOGY FOR OBTAINING PRODUCTS
CONSTRUCTION PURPOSE OF SECONDARY POLYOLEPHINS
AND AGRO-INDUSTRIAL WASTE**

The article analyzes aspects of creation of new WPC and developed an advanced technological scheme for obtaining the WPC profile-molded products from secondary polyolefins and agro-industrial waste in the form of husk of buckwheat and oats.

УДК 665.3

Белінська А.П.¹, к.техн.н., доцент, Жирнова С.В.¹, ст. викладач,
Овсяннікова Т.О.¹, ст. викладач, Мандзій Т.П.², асистент

¹Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»,

²Івано-Франківський національний медичний університет

ВИБІР І ОБГРУНТУВАННЯ ЖИРОВОЇ ОСНОВИ РОСЛИННОГО ПОХОДЖЕННЯ ДЛЯ КРЕМУ

Ключові слова: косметичний крем, рослинна сировина, жирова основа, соняшникова олія, пальмовий олеїн, жирнокислотний склад

Вступ

На сьогоднішній день важливе місце в житті сучасної людини займає косметична продукція [1]. Асортимент косметичної продукції є достатньо різноманітним. Розрізняють косметичні засоби за призначенням, функціональною дією, природою дисперсної системи, формою випуску, уподобанням споживачів [2–4], проте не розроблено єдиної загально визнаної класифікації асортименту та нормативних документів щодо термінології галузі. Усі косметичні вироби являють собою складну, багатокomпонентну систему, до складу якої входять емульгатори, структуроутворюючі, наповнювачі, барвники, спеціальні добавки (антимікробні, фотозахисні, антиоксиданти та ін.), біологічно активні речовини (вітаміни, екстракти трав тощо), віддушки [5]. Знання складу, будови та хімічних властивостей інгредієнтів косметичних виробів дозволяє прогнозувати комплекс властивостей засобу.

Постановка проблеми

Косметична продукція безпосередньо взаємодіє з людським організмом, тому її застосування пов'язано зі здоров'ям та самопочуттям споживачів. Важливість показників складу та безпеки цих товарів постійно зростає та є визначальним критерієм під час їх вибору продукції [1].

Жирнокислотний склад олій, що входять до складу емульсійних косметичних засобів, нарівні зі складом емульгаторів, впливає на так зване відчуття «сприйняття» жиркової фази шкірою. Олії з високим вмістом поліненасичених жирних кислот мають меншу в'язкість і високу швидкість проникнення в шкіру. Навпаки, олії з меншим ступенем ненанасиченості повільніше проникають через шкіру і на поверхні залишають відчуття жирності. В основному, рослинні олії в косметиці, застосовуються в якості емоментів, тобто речовин, що пом'якшують шкіру. Олії з високим вмістом олеїнової кислоти, утворюють оклюзивну плівку на поверхні шкіри, знижуючи трансепідермальну втрату вологи. Жирні кислоти типу γ -ліноленової також можуть знижувати втрату вологи шляхом вбудови в міжфазні шари рогового шару епідермісу. Жири та олії можуть взаємодіяти зі шкірою двома способами: розтікатися по поверхні, просочуючись в ро-

говий шар, або можуть змішуватися з ліпідами епідермісу, проникаючи в глибші структури [2, 3].

Основою косметичних засобів є в основному жири тваринного та олії рослинного походження, які сприяють відновленню ліпідного балансу в шкірі, забезпечують захист, підвищують еластичність і утримують вологу в шкірі. Але жири тваринного походження використовують рідше, ніж рослинні, так як вони повністю не вбираються, а утворюють плівку на поверхні шкіри, що пригнічує її функцію дихання [3, 4].

Рослинні олії (соняшникова, соєва, кукурудзяна, ріпакова та ін.), які використовуються як жирова фаза емульсійних продуктів, як правило, не мають збалансованого жирнокислотного складу, який за сучасними уявленнями визначається не тільки вмістом поліненасичених жирних кислот (ПНЖК), але і співвідношенням в ньому кислот групи ω -6 і ω -3, в першу чергу, лінолевої і α -ліноленової. Серед ПНЖК жирів рослинного походження ліолева і α -ліноленова кислоти є незамінними. Вони не синтезуються в організмі людини, тому актуальним є отримання жирової фази емульсійних косметичних продуктів із заданим жирнокислотним складом [6].

Накопичений вітчизняний і закордонний досвід [7–9] свідчить, що найбільш ефективнішим шляхом розробки жирової основи емульсійних косметичних засобів є корекція його жирнокислотного складу. Купажування (змішування) рослинних олій є ефективним і економічно виправданим прийомом конструювання жирової фази різноманітних емульсійних продуктів із заданим складом і співвідношенням ПНЖК. Це дозволяє отримати дво- і багатокомпонентні системи, збалансовані за жирнокислотним складом. При цьому вибір вихідних рослинних олій для купажування обумовлений їх жирнокислотним складом, доступністю та вартісними характеристиками [8].

Мета роботи

Метою даного дослідження є розробка обґрунтування складу жирової основи косметичного крему для ніг, що буде поводити себе як ефективний емомент, тобто розтікатися по поверхні шкіри і пом'якшувати її, не залишаючи відчуття липкості.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити наступні задачі:

- базуючись на системному аналізі науково-технічної інформації, обґрунтувати вибір складових для жирової основи косметичного крему для ніг;
- визначити органолептичні та фізико-хімічні показники обраної олійної сировини;
- оцінити стійкість до окиснення обраної олійної сировини.

Результати дослідження

Вибір жирової основи для косметичного крему для ніг визначається завданнями крему, такими як пом'якшувальна, дезодоруюча, антисептична та протигрибкова дії [2–4]. З метою створення жирової основи крему для ніг, що буде являти собою купажовану олію підвищеної біологічної цінності, обрано дві олії, що мають в своєму складі ряд цінних біологічно активних речовин. На основі огляду літератури для розробки купажу обрано такі рафіновані рослинні олії як соняшникова та пальмовий олеїн. В ході дослідження проведено дослідження органолептичних, фізико-хімічних показників та визначено жирнокислотний склад обраних олій (табл. 1, 2).

За органолептичними та фізико-хімічними показниками обрана сировина відповідає вимогам вітчизняної нормативної документації [10, 11].

Жирнокислотний склад зразків олій є прийнятним для створення купажів на основі обраних олій, які будуть відповідати за складом «гіпотетично ідеальному» жиру [7 – 9].

Досліджено стійкість до окиснення обраної рослинної сировини за умов прискореного окиснення за температури 85 °С. Результати представлено на графіку на рис. 1. При визначенні пероксидних чисел ліпідів зразків білково-жирових сумішей відносна похибка при імовірності $P = 95\%$ не перевищувала 4 %.

Таблиця 1 – Органолептичні та фізико-хімічні показники зразків олій

| Найменування показника | Рафінована соняшникова олія | Рафінований пальмовий олеїн |
|-------------------------------------|---|-----------------------------|
| Прозорість | прозорі, без осаду | |
| Запах, смак | без стороннього запаху, знеособлений смак | |
| Колір | світло-жовтий | |
| Відносна густина, г/см ³ | 0,926±0,04 | 0,922±0,04 |
| Вміст вологи та летких речовин, % | 0,0500±0,0003 | 0,1000±0,0005 |
| Кислотне число, мг КОН / г | 0,200±0,004 | 0,450±0,009 |
| Пероксидне число, 1/2 O ммоль/кг | 1,850±0,037 | 3,400±0,068 |

Таблиця 2 – Жирнокислотний склад зразків олій

| Жирні кислоти | Рафінована соняшникова олія | Рафінований пальмовий олеїн |
|-------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| насичені, % | 10,4±0,2 | 38,5±0,7 |
| мононенасичені, % | 26,1±0,5 | 53,1±1 |
| поліненасичені, % | 63,5±1,2 | 8,4±0,2 |

Проаналізувавши отримані експериментальні дані, можна зробити висновок, що період індукції окиснення рафінованого пальмового стеарину при температурі 85±1 °С у 1,5 рази вищий у порівнянні з періодом індукції окиснення рафінованої соняшникової олії. Отримані експериментальні результати можна пов'язати із вищим вмістом насичених жирних кислот, пальмовому олеїні порівняно з соняшниковою олією. Таким чином, купажована олія, вироблена з використанням пальмового олеїну і соняшникової олії, окрім підвищення стабільності до окиснення, порівняно з соняшниковою олією в чистому вигляді, виконує функцію збагачення жирової основи на насичені і мононенасичені жирні кислоти, що, в свою чергу, має відповідати вимогам до ефективного емолен-ту у складі обраного косметичного засобу.

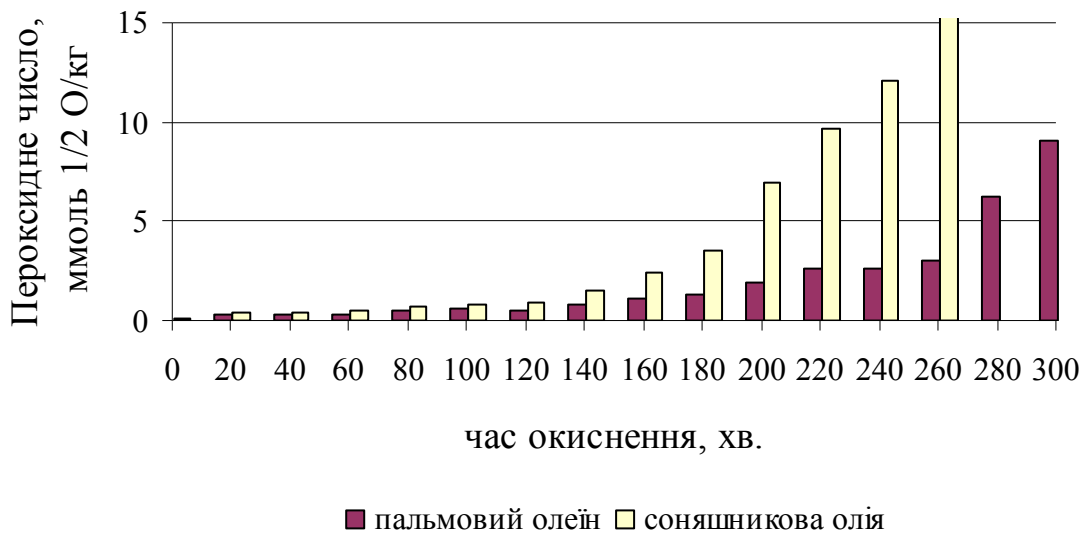


Рисунок 1 – Зміна пероксидних чисел зразків олій за температури 85 ± 1 °C

Висновки

Обґрунтовано вибір складових для жирової основи косметичного крему для ніг. На підставі дослідження органолептичних, фізико-хімічних показників і жирнокислотного складу соняшникової олії та пальмового стеарину обрано сировину, на основі якої буде створено купаж раціоналізованого жирнокислотного складу для отримання жирової основи косметичного крему для ніг. Оцінено стійкість до окиснення обраної олійної сировини.

Література

1. Марголина, А.А. Новая косметология. Том 1 / А.А. Марголина, Е.И. Эрнандес – М. ООО «Фирма Клавель», 2005. – 424 с.
2. Кривова, А.Ю. Технология производства парфюмерно-косметических продуктов / А.Ю. Кривова, В.Х. Паронян – М.: ДеЛи принт, 2009. – 668 с.
3. Башура, О.Г. Технология косметических средств: Навчальний посібник для студ. фармацев. спец. вищих навчальних закладів / О.Г. Башура, Н.П. Половко, Т.М. Ковальова – Вінниця: Нова книга, 2007. – 360 с.
4. Пешук, Л.В. Технология парфюмерно-косметических продуктов / Л.В. Пешук, Л.І. Бавіка, І.М. Демідов – К.: ЦУЛ, 2007. – 376 с.
5. Шулов, Л.М. Душистые вещества и полупродукты парфюмерно-косметического производства. / Л.М. Шулов, Л.А. Хейфиц. – М.: Агропромиздат, 1990. – 208 с.
6. Прокопенко, Л.Г. Полиненасыщенные жирные кислоты в растительных маслах / Л.Г. Прокопенко, Л.И. Бойняжева, Е.В. Павлова // Масложировая промышленность, 2009. – №2. – С. 11–12.

7. Иванов, С.В. Технологія купажованих жирів збалансованого жирнокислотного складу: монографія / С.В. Иванов, Л.В. Пешук, І.Г. Радзівська. – Київ: НУХТ, 2013. – 210 с.

8. Степычева, Н.В. Купажированные растительные масла с оптимизированным жирно-кислотным составом/ Н.В. Степычева, А.А. Фудько // Химия растительного сырья, 2011. – №2. – С. 27 – 33.

9. Скорюкин, А.Н. Купажированные растительные масла со сбалансированным жирнокислотным составом для здорового питания / А.Н. Скорюкин, А.П. Нечаев, А.А. Кочеткова, А.Г. Барышев // Масложировая промышленность, 2002. – №2. – С. 26–27.

10. ДСТУ 4492:2005. Олія соняшникова. Технічні умови [Текст]. – Введ. 2007–01–01. – К. : ДП «УкрНДНЦ», 2007. – 22 с.

11. ДСТУ 4438:2005. Олейн пальмовий рафінований. Технічні умови [Текст]. – Введ. 2006–07–01. – К. : ДП «УкрНДНЦ», 2006. – 31 с.

Bibliography (transliterated)

1. Margolina, A.A. Novaya kosmetologiya. Tom 1 / A.A. Margolina, E.I. Ernandes – М. ООО «Firma Klavel», 2005. – 424 p.

2. Krivova, A.Yu. Tehnologiya proizvodstva parfyumerno-kosmeticheskikh produktov / A.Yu. Krivova, V.H. Paronyan – М.: DeLi print, 2009. – 668 p.

3. Bashura, O.G. Tehnologiya kosmetichnih zasobiv: Navchalniy posibnik dlya stud. farmats. spets. vischih navchalnih zakladiv / O.G. Bashura, N.P. Polovko, T.M. Kovalova – VInnitsya: Nova kniga, 2007. – 360 p.

4. Peshuk, L.V. Tehnologiya parfumerno-kosmetichnih produktiv / L.V. Peshuk, L.I. Bavika, I.M. Demidov – К.: TsUL, 2007.– 376 p.

5. Shulov, L.M. Dushistyie veschestva i poluproduktyi parfyumerno-kosmeticheskogo proizvodstva. / L.M. Shulov, L.A. Heyfits. – М.: Agropromizdat, 1990. – 208 p.

6. Prokopenko, L.G. Polinenasyischennyye zhirnyie kisloty v rastitelnyih maslah / L.G. Prokopenko, L.I. Boynyazheva, E.V. Pavlova // Maslozhirovaya promyshlennost, 2009. – #2. – P. 11–12.

7. Ivanov, S.V. Tehnologiya kupazhovanih zhiriv zbalansovanogo zhirnokislotnogo skladu: monografiya / S.V. Ivanov, L.V. Peshuk, I.G. Radzievskaya. – Kiyiv: NUHT, 2013.- 210 p.

8. Stepyicheva, N.V. Kupazhirovannyie rastitelnyie masla s optimizirovannyim zhirno-kislotnyim sostavom / N.V. Stepyicheva, A.A. Fudko // Himiya rastitel'nogo syrya, 2011. – #2. – P. 27–33.

9. Skoryukin, A.N. Kupazhirovannyie rastitelnyie masla so sbalansirovannyim zhirnokislotnyim sostavom dlya zdorovogo pitaniya / A.N. Skoryukin, A.P. Nechaev, A.A. Kochetkova, A.G. Baryishev // Maslozhirovaya promyshlennost, 2002.– #2.– P. 26–27.

10. DSTU 4492:2005. Olyya sonyashnikova. Tehnichni umovi [Tekst].– Vved. 2007-01-01.– К. : DP «UkrNDNTs», 2007.– 22 p.

11. DSTU 4438:2005. Oleyin palmoviy rafinovaniy. Tehnichni umovi [Tekst].– Vved. 2006-07-01.– К. : DP «UkrNDNTs», 2006.– 31 p.

УДК 665.3

Белинская А.П.¹, к.т.н., доцент, Жирнова С.В.¹, ст. преподаватель,
Овсянникова Т.А.¹, ст. преподаватель, Мандзий Т.П.², ассистент

¹*Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»*,
²*Ивано-Франковский национальный медицинский университет*

ВЫБОР И ОБОСНОВАНИЕ ЖИРОВОЙ ОСНОВЫ РАСТИТЕЛЬНОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ ДЛЯ КРЕМА

Ключевые слова: косметический крем, растительное сырье, жировая основа, подсолнечное масло, пальмовый олеин, жирнокислотный состав

Основой косметических средств являются в основном масла растительного происхождения, которые способствуют восстановлению липидного баланса в коже, обеспечивают защиту, повышают эластичность и удерживают влагу в коже. Отдельные растительные масла используются в качестве масложировой фазы эмульсионных косметических продуктов, но они не имеют оптимального жирнокислотного состава. Для коррекции состава создаются купажи растительных масел, которые сбалансированы по жирнокислотному составом. На основании проведенных исследований органолептических, физико-химических показателей и жирнокислотного состава масел избраны рафинированное подсолнечное масло и рафинированное пальмового масла, на основе которых будет создан купаж для получения основы косметического крема.

Belinskaya A.P., Zhirnova S.V., Ovsyannikova T.A., Mandzi T.P.

SELECTION AND JUSTIFICATION OF FAT BASIS OF VEGETABLE ORIGIN FOR CREAM

Keywords: cosmetic cream, vegetable raw materials, fatty base, sunflower oil, palm olein, fatty acid composition

The basis of cosmetic products are mainly oils of plant origin, which help restore the lipid balance in the skin, provide protection, increase elasticity and retain moisture in the skin. Vegetable oils are used as the fatty phase of emulsion cosmetic products, but they do not have an optimal fatty acid composition. For the correction of the composition are blends of vegetable oils, balanced by fatty acid composition. Based on the research conducted on organoleptic, physico-chemical parameters and fatty acid composition of oils, refined sunflower oil and refined palm olein were selected, on the basis of which a blend will be created to obtain the basis of cosmetic cream.

УДК 697.113

Орлова Н.О.^{1,2}, к.техн.н., н.с., доцент, Подчасова Г.О.², студент¹ Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного,² Харківський національний університет імені В.Н. Каразіна

ПИТАННЯ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ ПРИ ПОКВАРТИРНОМУ УТЕПЛЕННІ БУДІВЕЛЬ

Ключові слова: комплексне утеплення, тепловитрати, точкове утеплення, житловий фонд, огороджуючі конструкції.

Вступ. Житловий фонд м. Харкова становить 27.0 млн. м² загальної площі. Житлове господарство міста включає в себе 7 221 цивільних будівель загальною площею 17.3 млн. м², в яких проживає 836 тис. жителів. В даний час новий житловий фонд в м. Харкові складає більш 30 %, однак більше 70 % це будівлі масової забудови, які не відповідають сучасним вимогам.

В останні роки значно збільшився не тільки обсяг будівництва будівель різного технологічного призначення з ефективним використанням енергії, а й активно пропонуються різні методи модернізації будівель та удосконалення режимів відпуску тепла від ТЕЦ і котельень, спрямовані на зниження тепловитрат, а отже і на споживання теплової енергії.

В даний час одним з методів зниження теплових витрат в будівлях різного призначення є зовнішнє утеплення будинків, тобто утеплюється не вся будівля (або фасад), а тільки одна або кілька квартир, рис. 1



Рисунок 1 – Приклади «точкового» утеплення типових будівель м. Харкова

На стінові конструкції доводиться від 50 % до 60 % загальної площі зовнішніх огороджуючих конструкцій житлових будівель. При виборі заходів, спрямованих на підвищення їх теплозахисних властивостей, визначальним є урахування потенціалу енергозбереження, з урахуванням терміну служби будівлі до і після його реконструкції, термін окупності енергозберігаючих заходів, а також кліматична зона, в якій знаходиться об'єкт [1,2].

Існуючі нормативні документи не забезпечують повною мірою методами оцінки енергозберігаючих заходів для будівель масової забудови і удосконалення режимів відпуску тепла. Тому при розробці енергозберігаючих пропозицій, ще гостріше відчувається необхідність уточнення термінології.

Метою роботи є аналіз рівня теплоспоживання таких елементів конструкції будівлі як: стінові панелі, стелі і даху при їх точковому і повному утепленні.

При «точковому утепленні» теплоізоляційний матеріал кріпиться безпосередньо до зовнішніх стін будинку. На утеплювач монтують формуючу сітку, потім наносять шар штукатурки і фарби. Дана конструкція, котра виконується за такою технологією називається «мокрый фасад».

В якості теплоізоляційного матеріалу використовується пінопласт, мінеральна вата, пінополістирол, спінений пінополіуретан та ін.

Найбільш затребуваним при «точковому утепленні» є пінопласт, перевагою якого є низька ціна, непогані теплоізоляційні якості, невелика вага, вологостійкість, можливість використовувати всередині і зовні, а недоліками – нестійкість до вогню і гризунам.

Тепловитрати аналізуються на прикладі будівель типових серій, параметри яких наведені в табл. 1.

Таблиця 1 – Основні параметри будівель типових серій

| Тип будинку | | I-464-A-15 | I-447C-42 | II-57 |
|--|--|------------|-----------|-----------|
| Рік зведення | | 1966 | 1966 | 1980 |
| Тип конструкції | | панельний | цегляний | панельний |
| Кількість поверхів | | 5 | 9 | 12 |
| Кількість житлових одиниць | загальне | 120 | 54 | 144 |
| | обслуговуються однією системою припливно-витяжної вентиляції | 60 | 54 | 48 |
| | на поверсі | 4 | 6 | 4 |
| Загальна житлова площа, м ² | | 4347 | 2492 | 9196 |
| Середній розмір квартир, м ² /ЖЕ | | 37,6 | 20,1 | 32,47 |
| Загальна площа зовнішніх огороджувальних конструкцій, м ² | | 6232 | 5722,2 | 6793 |
| Площа зовнішніх стін, м ² | | | | |
| загальна | | 2807 | 2749 | 2469 |
| при «точковому» утепленні | | 842 | 550 | 370 |
| Площа даху, м ² | | 564 | 111,6 | 1067 |
| Площа вікон, м ² | | | | |
| загальна | | 2297 | 2750 | 2190 |
| при «точковому» утепленні | | 689 | 550 | 329 |

Проводиться розрахунок енергетичного балансу будівель до і після модернізації. Для цього на підставі геометричних і теплофізичних параметрів будівель визначаються

теплові витрати по всіх їх основних конструктивних елементах, в залежності від орієнтації будинку і кліматичних умов [3]

Зменшення річної потреби в тепловій енергії в разі модернізації визначалося за рахунок проведення наступних заходів: теплова санація фасаду, покрівлі та підлоги першого поверху теплоізоляційними плитами, заміна існуючого скління сучасними енергоефективними склопакетами. Параметри варіантів модернізації житлових будинків представлені в таблиці 2.

Таблиця 2 – Теплофізичні властивості зовнішніх огорожувальних конструкцій

| Вид огорожувальної конструкції | Товщина утеплювача, мм | Опір теплопередачі, (м ² °С)/Вт | |
|--------------------------------|--|--|-----------------|
| | | фактичний стан | після утеплення |
| Стіни | 5 см пінополістиролу | 1,16–0,95 | 2,3–2,1 |
| | 5 см мін. вати | | 2,07–1,98 |
| | 10 см пінополістиролу | | 3,7–3,3 |
| Підлога | утеплювач | 0,74 | 4,54 |
| Дах | утеплювач | 0,51 | 4,54 |
| Вікна | Однокамерний металопластиковий склопакет | 0,31 | 0,34 |
| | 2-хкамерний металопластиковий склопакет | | 0,44 |
| | 2-хкамерний металопластиковий склопакет з твердим селективним покриттям, заповнений. аргоном | | 1,0 |

Для аналізу потенціалу енергозбереження розглядаються наступні варіанти реконструкції:

1 – «точкове» утеплення зовнішніх стін пінополістиролом щільністю $\rho = 45 \text{ кг / м}^3$, товщиною $\delta = 5 \text{ см}$, за технологією «мокрый фасад», світлопрозорі конструкції – однокамерні металопластикові склопакети;

2 – «точкове утеплення» зовнішніх стін мінеральною ватою щільністю $\rho = 35 \text{ кг/м}^3$, товщиною $\delta = 5 \text{ см}$, за технологією «мокрый фасад», світлопрозорі огороження – двокамерні склопакети;

3 – точкове »утеплення зовнішніх стін пінополістиролом щільністю $\rho = 45 \text{ кг/м}^3$, товщиною $\delta = 10 \text{ см}$, за технологією «мокрый фасад », світлопрозорі конструкції – однокамерні металопластикові склопакети;

4 – повне утеплення зовнішніх стін пінополістиролом щільністю $\rho = 45 \text{ кг/м}^3$, товщиною $\delta = 10 \text{ см}$, за технологією «мокрый фасад», світлопрозорі конструкції – однокамерні металопластикові склопакети;

5 – повне утеплення зовнішніх стін пінополістиролом щільністю $\rho = 35 \text{ кг/м}^3$, товщиною $\delta = 10 \text{ см}$, за технологією «мокрый фасад», світлопрозорі конструкції – 2-х камерний металопластиковий склопакет з твердим селективним покриттям, заповнений аргоном.

У таблиці 3 представлено потенціал енергозбереження в залежності від варіантів реконструкції.

Таблиця 3 – Потенціал енергозбереження будівель типових серій

| Тип дома | Фактичні теплові втрати, МВт.год | Потенціал енергозбереження, МВт.год | | | | |
|------------|----------------------------------|-------------------------------------|----|----|-----|-----|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| I-464-A-15 | 1442 | 35 | 80 | 24 | 162 | 633 |
| I-447C-42 | 1422 | 27 | 62 | 37 | 191 | 697 |
| II-57 | 1657 | 15 | 43 | 23 | 206 | 640 |

Як видно з таблиці 3 «точкове утеплення» будівель енергонеєфективний і марний захід. При цьому температура на внутрішній поверхні стіни підвищується на 1,5–2 °С, якщо товщина утеплювача 10 см, при товщині утеплювача 5 см підвищення становить не більше 1 °С.

Висновок. Технологія «точкового утеплення» забезпечує комфортні умови мікроклімату квартир, але при цьому відсутня можливість регулювання температури теплоносія, а, отже, і зниження енергоспоживання.

Комплексне утеплення – це перший етап при проведенні енергозберігаючих заходів. Наступним етапом є модернізація системи опалення будівель [4].

Таким чином, проведення енергозберігаючих заходів потребує комплексного підходу і врахування всіх параметрів, як зовнішніх так і вимог, які пред'являються до сучасних житлових і адміністративних будівель.

Література

1. Маляренко В.А., Орлова Н.А. Анализ критерия энергоэффективности зданий и сооружений//Интегрированные технологии та енергозбереження. – 2004. – №2.– С. 43–47.

2. Мальяренко В.А., Орлова Н.А. Организация воздухообмена в жилых зданиях и энергосбережение // Интегровані технології та енергозбереження.– 2004.– №3.– С. 13–21.

3. ДБН В.2.6-31-2006. Будинки і споруди. Житлові будинки. Основні положення.– К.: Держбуд України,2005.– 36 с.

4. Голощапов В.Н., Орлова Н.А. Рациональная система управления тепловым режимом здания (как один из факторов энергосбережения) // Энергосбережение. Энергоаудит.– 2005. – №8.– С. 18–26.

Bibliography (transliterated)

1. Malyarenko V.A., Orlova N.A. Analiz kriteriya energoeffektivnosti zdaniy i sooruzheniy // Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya. – 2004. – #2.– P. 43–47.

2. Malyarenko V.A., Orlova N.A. Organizatsiya vozduhoobmena v zhilyih zdaniyah i energosberezhenie // Integrovani tehnologiyi ta energozberezhennya.– 2004.– #3.– P. 13–21.

3. DBN V.2.6-31-2006. Budinki i sporudi. Zhitlovi budinki. Osnovni polozhennya.– K.: Derzhbud Ukrainy,2005.– 36 p.

4. Goloschapov V.N., Orlova N.A. Ratsionalnaya sistema upravleniya teplovyim rezhimom zdaniya (kak odin iz faktorov energosberezheniya) // Energosberezhenie. Energoaudit.– 2005. – #8.– P. 18–26.

УДК 697.113

Орлова Н.О., к.техн.н., н.с., доцент, Подчасова Г.О., студент

**ВОПРОС ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ ПРИ ПОКВАРТИРНОМ УТЕПЛЕНИИ
ЗДАНИЙ**

Для определения методов повышения энергоэффективности зданий массовой застройки проводится анализ их потенциала энергосбережения. Статья освещает вопросы, связанные с проведением комплексной и точечной модернизации жилищного фонда, на основании которого выделены и сформулированы основные подходы для повышения энергоэффективности зданий массовой застройки.

Orlova N.O., Podchasova G.O.

**QUESTION OF ENERGY SAVINGS DURING THE APARTMENT INSULATION OF
BUILDINGS**

To determine the methods for increasing the energy efficiency of buildings of massive building, an analysis of their energy conservation potential is carried out. The article is devoted to the issues of complex and point modernization of the housing stock, on the basis of which the main approaches for increasing energy efficiency of buildings of mass development are identified and formulated.

«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;
- дальше размещается транслитерация списка литературы;
- в конце статьи на украинском (русском – для статьи на украинском языке), русском и английском языках должны быть напечатаны УДК, авторы, название и аннотация.

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

АДРЕС РЕДКОЛЛЕГИИ

Украина, 61002,
Харьков-2, ул. Фрунзе, 21,
НТУ «ХПИ», редколлегия журнала
«Интегрированные технологии и энергосбережение»,
секретарю редколлегии Горбунову К.А.

Тел. (057) 707-69-58.

Факс (057) 720-22-95.

Email: gor.kona2016@gmail.com

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

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

Наукове видання

Щоквартальний науково-практичний журнал

ІНТЕГРОВАНІ ТЕХНОЛОГІЇ ТА ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ

4'2018

Технічний редактор *К. О. Горбунов*

Підп. до друку 06.12.2018 р. Формат 60 × 84 1/8. Папір офсетний.
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 5,2. Наклад 300 пр. 1-й з-д 1–50.
Зам. № 144. Ціна договірна.

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

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