УДК 614.841.12:539.377

М. М. Семерак, д-р техн. наук, професор, М. Р. Михайлишин
(Львівський державний університет безпеки життєдіяльності)

ВПЛИВ ШВИДКОСТІ ВІТРУ НА ПРОЦЕСИ ТЕПЛООБМІНУ МІЖ ВЕРТИКАЛЬНИМИ СТАЛЕВИМИ РЕЗЕРВУАРАМИ (НА ПРИКЛАДІ ПОЖЕЖІ НА НАФТОБАЗІ «БРСМ НАФТА»)

На основі зведених даних про динаміку пожежі в резервуарному парку нафтобази «БРСМ Нафта» Київської області, що трапилася в червні 2015 р розроблена математична модель і одержані аналітичні вирази інтенсивності теплообміну між резервуарами залежно від швидкості вітру, його напрямку, геометричних розмірів резервуарів, їх взаємного розташування та температури полум'я. Встановлено кількісну оцінку впливу конвекційного теплообміну порівняно з променевим теплообміном. Визначено вплив швидкості вітру на кут відхилення факела полум'я, що дало можливість визначити інтенсивність теплового випромінення на сусідні резервуари залежно від швидкості вітру

Ключові слова: нафтобаза, БРСМ Нафта, вертикальний сталевий резервуар, пожежа, факельне горіння, теплове випромінення, конвекційний теплообмін.

M. M. Semerak, M. R. Mykhailyshyn

INFLUENCE OF THE WIND VELOCITY ON THE PROCESSES OF HEAT TRANSFER BETWEEN VERTICAL STEEL TANKS (IN THE CONTEXT OF FIRE ON THE TANK FARM «BRSM NAFTA»)

The article deals with the mathematical model and the analytical expressions of the heat transfer intensity between the steel tanks according to the wind speed, its direction, the geometric sizes of the tanks, their mutual arrangement and temperature of the flame. The expressions were developed according to the data about the fire on the tank farm «BRSM Nafta» (June, 2015). The comparative quantitative assessment of convective heat transfer radiation heat transfer was done. The influence of wind speed on the angle of the flame was calculated. It makes possible to determine the intensity of thermal radiation on adjacent tanks, depending on wind speed.

Key words: tank farms, petrol, oil, vertical steel tank, fire, jet flame, thermal radiation, convection heat transfer.

Актуальність проблеми. Пожежі на складах нафти і нафтопродуктів є одними з найнебезпечніших та найскладніших з точки зору пожежогасіння. Кожна четверта пожежа переростає в групову і закінчується повним вигоранням нафтопродукту. Для прикладу розглянемо пожежу яка трапилася на теренах України у 2015 р.

Восьмого червня 2015 року на одному з резервуарів з паливом на території нафтобази «БРСМ Нафта» у Васильківському районі Київської області виникла пожежа. Як видно на фото, з місця надзвичайної ситуації (рис. 1) полум'я виходило з дихальної арматури резерву-

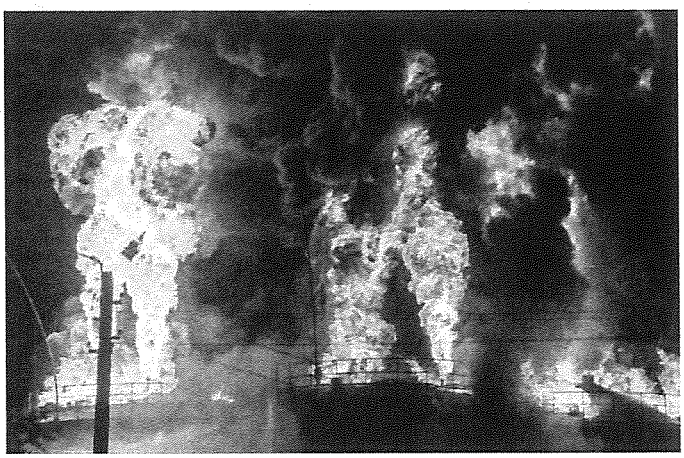


Рисунок 1 *– Факельне горіння резервуарів*

арів у формі факела. Відомо, що таке горіння резервуарів не є характерним для більшості пожеж на складах нафти і нафтопродуктів (СНН). В більшості випадків горіння резервуарів починається внаслідок вибуху пароповітряної суміші всередині або зовні резервуарів.

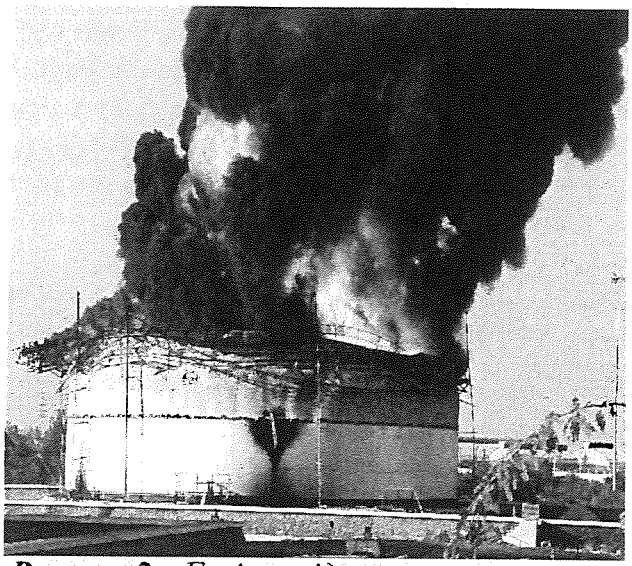


***Рисунок 2** – Горіння відкритого резервуара*

При цьому руйнується покрівля резервуара і полум'я вкриває всю поверхню нафтопродукту, так як це показано на рисунку 2. У такому випадку висота факела полум'я сягає висоти, яка дорівнює 1-2 діаметрам резервуара. У випадку, зображеному на рисунку 1, полум'я не контактує з нафтопродуктами всередині резервуара, а підтримується внаслідок інтенсивного випаровування палива, пари якого під тиском виходять з дихальних клапанів.

Моделюванню пожеж у резервуарних парках присвячено багато робіт таких вчених, як В. Бабраускас, О. М. Волков, Модак, К.С. Мудан, П.К. Рай і А.С. Калелкар, Г.С. Хоттел. Більшість із них проводили дослідження приймаючи, що горить відкритий резервуар (без покрівлі), тобто полум'я охоплює всю поверхню нафтопродукту [1, 2, 3, 4, 5, 11]. У нашому випадку слід враховувати, що факел полум'я виривається з дихальної арматури.

Метою роботи є дослідження впливу вітру на теплообмін між резервуарами, один з яких горить. На рисунку 3 умовно зображено розташування резервуарів на «БРСМ Нафта». Як відомо, відстань між вертикальними сталевими резервуарами (РВС) об'ємом 900 м^3 становила 7 метрів. Резервуари об'ємом 900 м^3 не є стандартними, тому для розрахунків ми прийняли РВС – 1000 оскільки за своїми геометричними характеристиками вони найбільше схожі.

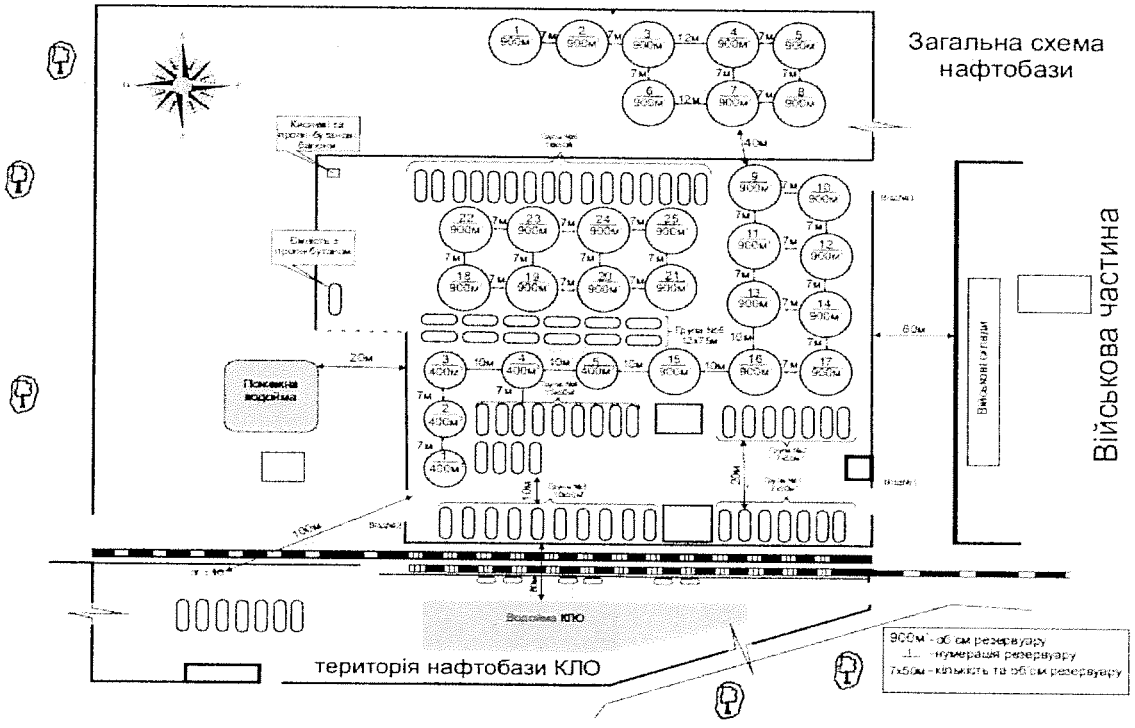


***Рисунок 3** – Загальна схема нафтобази*

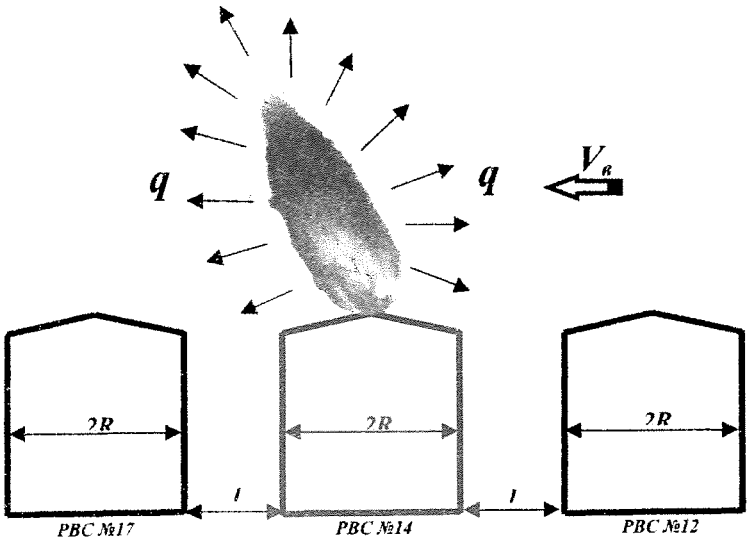


***Рисунок 4** – Схема взаємного розміщення резервуарів*

Як відомо з довідки про пожежу, першим загорівся резервуар зображений під номером №14, від нього пожежа поширилася на РВС №17, а вже потім на РВС №12. В роботі змодельовано процес теплообміну між цими трьома резервуарами. Для більшої конкретизації розглянемо рисунок 4. РВС № 12, який знаходиться з навітряного боку, сприйматиме тепло від випромінення факела полум'я, але при цьому буде охолоджуватися вітром. Рівняння теплового стану РВС №12 можна виразити так:

$$q_{№12} = q_{в12} - q_{к12} \qquad (1)$$

де $q_{№12}$ – інтенсивність теплової енергії, яка поглинається РВС №12, $кВт/м^2$; $q_{в12}$ – інтенсивність променевої енергії, яка поглинається РВС №12, $кВт/м^2$; $q_{к12}$ – інтенсивність конвекційного охолодження завдяки обдуванню вітром, $кВт/м^2$.

Резервуар №17, на який вітер несе гарячі продукти горіння, буде нагріватися від теплового випромінення і конвекційного теплообміну. У цьому випадку вітер відіграє протилежну роль, оскільки через вітер РВС №17 буде обдуватися гарячими продуктами згорання. Рівняння теплового стану РВС №17 можна записати так:

$$q_{№17} = q_{в17} + q_{к17}, \qquad (2)$$

де $q_{№17}$ – інтенсивність теплової енергії, яка поглинається РВС №17, $кВт/м^2$; $q_{в17}$ – інтенсивність променевої енергії, яка поглинається РВС №17, $кВт/м^2$; $q_{к17}$ – інтенсивність конвекційного нагрівання через обдування гарячими продуктами згорання, $кВт/м^2$.

Інтенсивність променевої енергії, яка поглинається резервуарами, для обох випадків можна визначити за законом Стефана- Больцмана [6]

$$q_{в12} = \varepsilon_{при}\psi_{№12} \cdot 5.67\left[\left(\frac{T_п}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{№12}}{100}\right)^4\right], \qquad q_{в17} = \varepsilon_{при}\psi_{№17} \cdot 5.67\left[\left(\frac{T_п}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{№17}}{100}\right)^4\right], \quad (3)$$

де $\varepsilon_{при} = \left(\frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right)^{-1}$ – призведений ступінь чорноти системи резервуар-факел полум'я; ε_1 – ступінь чорноти факела полум'я; ε_2 – ступінь чорноти стінок резервуара; $\psi_{№12}$ – кутовий коефіцієнт випромінення для РВС №12; $\psi_{№17}$ – кутовий коефіцієнт випромінення для РВС №17; $T_п$ – температура факела полум'я, $К$; $T_{№12}, T_{№17}$ – температура стінок резервуарів №12 і №17 відповідно, $К$.

При відкритому горінні резервуарів з нафтопродуктами температура полум'я може сягати 1500 ^oC. Проте за свідченнями зарубіжних вчених [7] при факельному горінні температура полум'я може сягати 1600 ^oC – для ламінарного полум'я і 2000 ^oC – для турбулентного полум'я. З метою змоделювати найгірший варіант пожежі, при розрахунках було враховано температуру факела полум'я 2000 ^oC.

Важливою характеристикою при розрахунку впливу теплового випромінювання на резервуар є величина кутового коефіцієнта ψ. Кутовий коефіцієнт є геометричною характеристикою, яка залежить від взаємного розташування полум'я і резервуарів, геометричних розмірів та кута нахилу факела полум'я. Для розрахунку кутового коефіцієнта існує багато математичних моделей. Для нашого випадку оптимально підійде модель, запропонована Бекером у 1980 році [7].

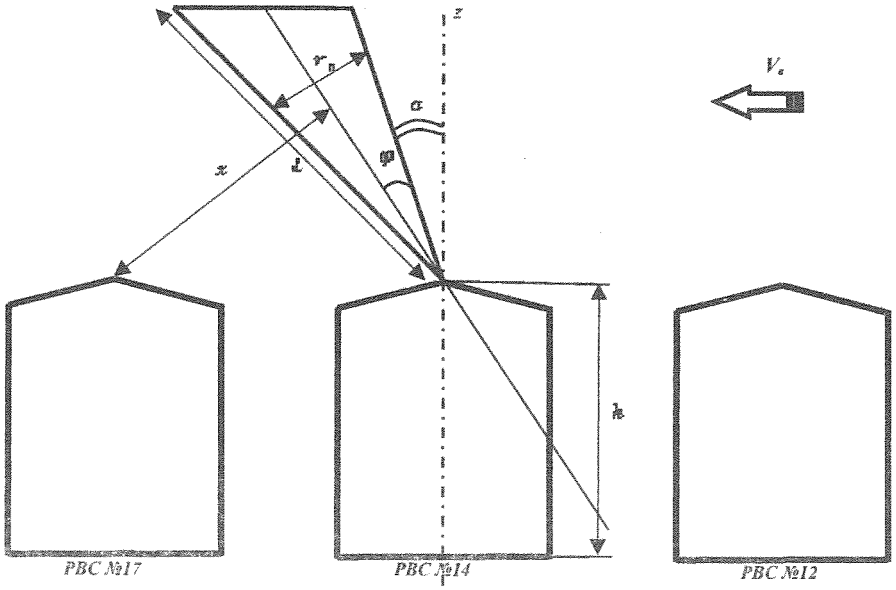
Для горизонтальної площини

$$\psi_г = \frac{2}{\pi}\int_h^{h+L} \frac{\left[x\cdot\sin\varphi+\left(z\tan\alpha-r_n\right)\varphi\right]r_n z}{\left(x^2+z^2\right)^2}dz\,. \tag{4}$$

Для вертикальної площини

$$\psi_в = \frac{2}{\pi}\int_h^{h+L} \frac{\left(x-r_n\right)r_n\left[x\cdot\sin\varphi+\left(z\tan\alpha-r_n\right)\varphi\right]}{\left(x^2+z^2\right)^2}dz\,, \tag{5}$$

де h – висота факела полум'я відносно землі, м; L – видима довжина факела, м; $r_п$ – радіус полум'я, м; x – відстань від центра полум'я до площини, на яку падає теплове випромінення, м; α – кут відхилення факела відносно осі z, м; φ – половина тілесного кута факела полум'я (рис. 5). $\psi_в$ та $\psi_г$ використовуються для визначення впливу теплового потоку на вертикальну і горизонтальну площини відповідно. Як вертикальну площину ми розглядаємо бічну стінку резервуара, а як горизонтальну – покрівлю резервуара.



Висоту факела полум'я можна визначити з формули (6), знаючи теплоту згорання палива – H_c, *Дж/кг* і масову продуктивність витікання парів – *m, кг/с*[8].

$$L = \frac{\left(H_c\cdot m\right)^{0.444}}{161.66} \tag{6}$$

Кут відхилення факела полум'я залежить від швидкості вітру. Як відомо 08 червня у районі нафтобази було вітряно, швидкість вітру $V_в$ сягала 3- 5 м/с. Очевидно, що факел буде відхилятися за вітром, як це зображено на рисунку 6. На цьому фото з місця пожежі видно, як факел полум'я відхиляється за напрямком дії вітру.

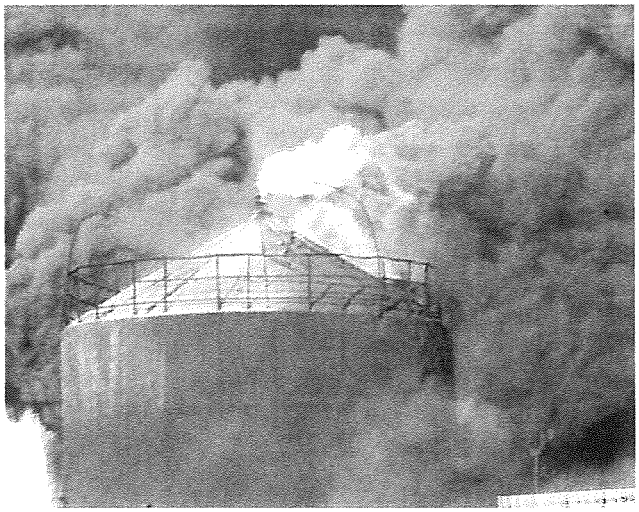


Рисунок 6 *– Відхилення факела полум'я внаслідок дії вітру*

Для визначення кута відхилення факела використано залежність, запропоновану Томасом [9]:

$$\cos(\alpha) = 0.7\left(V^*\right)^{-0.49}, \tag{7}$$

$$V^* = V_в / V_x, \tag{8}$$

$$V_x = \left(\frac{gmD_ф}{\rho_п}\right)^{\frac{1}{3}}, \tag{9}$$

де $V_в$ – швидкість вітру, *м/с*; V_x – характеристична швидкість вітру, *м/с*; $D_ф$ – діаметр факела , *м*; g – прискорення вільного падіння, *м/с²*; $\rho_п$ – густина повітря, *кг/м³* .

Використовуючи рівняння (7) з врахуванням (8) та (9) проведено розрахунки кута відхилення факела полум'я залежно від швидкості вітру. Результати представлені графічно на рисунку 7.

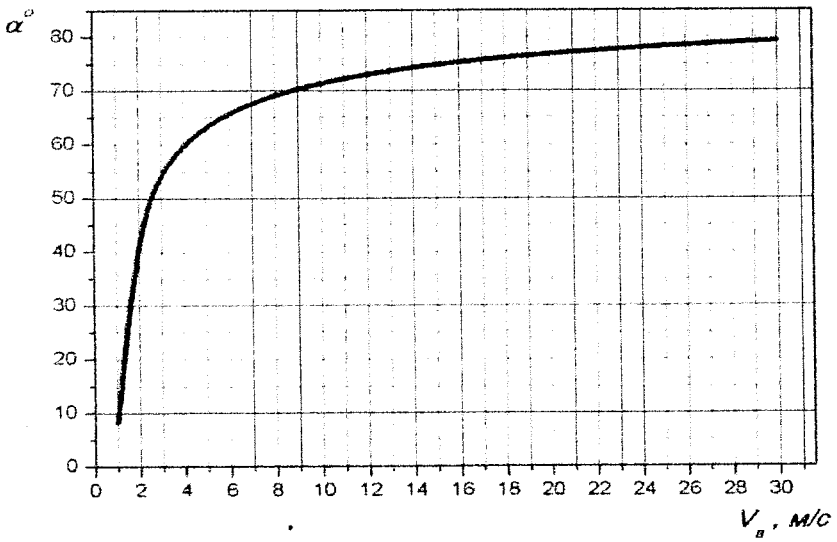


Рисунок 7 *– Залежність кута відхилення полум'я від швидкості вітру*

З графіка видно, що при швидкості вітру 3 *м/с* кут відхилення факела відносно осі *z* становить близько 55°, а при швидкості вітру 5 *м/с* – 63°.

Отримавши результати розрахунків кута відхилення можна визначити кутовий коефіцієнт випромінення (4) і (5). Залежність $\psi_в$ і $\psi_г$ від кута відхилення факела α представлена на рисунку 8.

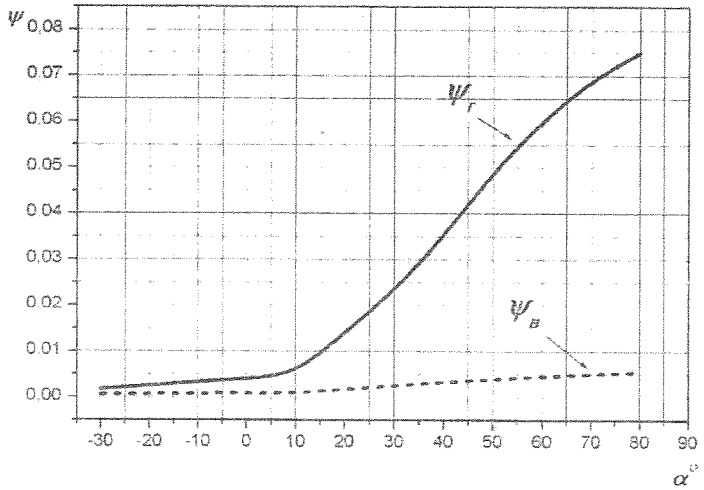


Рисунок 8 *– Залежність кутових коефіцієнтів $\psi_г$ (для горизонтальної площини) і $\psi_в$ (для вертикальної) – від кута відхилення факела полум'я α*

Аналізуючи рисунок можна зробити висновок, що кутовий коефіцієнт для вертикальної площини $\psi_в$ зі зміною кута нахилу α майже не змінюється. Слід зазначити, що при швидкості вітру 3 *м/с* кутовий коефіцієнт $\psi_г$ дорівнює 0,054, а при 5 *м/с* – 0,063. Це означає, що при збільшені вітру від 3 до 5 *м/с* кутовий коефіцієнт випромінення збільшився на 14%. Від'ємні значення кута α означають, що факел полум'я відхиляється в протилежний бік від площини на яку падають теплові промені.

Розрахунок конвекційного теплообміну. Як відомо, при пожежах ключову роль у процесах теплообміну відіграє теплове випромінення. Зазвичай передача тепла конвекційним теплообміном становить невелику частку порівняно з променевим. Тому при математичному моделюванні більшості пожеж конвекційним теплообміном прийнято нехтувати. Проте пожежі на складах нафти і нафтопродуктів охоплюють велику площу та характеризуються високою температурою полум'я, великими геометричними розмірами факела пожежі тощо. За таких умов нехтувати конвекційним теплообміном не можна.

Інтенсивність конвекційного впливу $q_{к12}$ і $q_{к17}$ визначається з рівнянь (10), (11).

$$q_{к12} = \alpha_к^{№12}\left(T_{№12} - T_{пов}\right), \tag{10}$$

$$q_{к17} = \alpha_к^{№17}\left(T_п - T_{№17}\right), \tag{11}$$

де $\alpha_к$ – коефіцієнт теплообміну, $Вт/м^2 \cdot К$; $T_{пов}$ – температура повітря, *К*.

При визначені енергії яка передається конвекційним шляхом, вирішальну роль відіграє коефіцієнт теплообміну – $\alpha_к$. Коефіцієнт теплообміну залежить від багатьох факторів, серед яких ключовим є швидкість вітру. Коефіцієнт тепловіддачі при поперечному обдуванні РВС визначається з формули [10]

$$Nu = K_1 K_2 \,\mathrm{Pr}^n \,\mathrm{Re}^m, \tag{12}$$

$$Nu = \frac{\alpha_к d_{екв}}{\lambda_t},\ \mathrm{Pr} = \frac{\nu_{(t)}}{a},\ \mathrm{Re} = \frac{V_в d_{екв}}{\nu_{(t)}} \qquad (13)$$

де $\lambda_{(t)}$ – коефіцієнт теплопровідності продуктів горіння/повітря, які омивають стінку резервуара №17 / №12, $Вт/м \cdot К$; $d_{екв}$ – еквівалентний розмір поверхні, що обдувається конвекційними потоками, *м*; $V_в$ –швидкість вітру, *м/с*; $\nu_{(t)}$ – коефіцієнт кінематичної в'язкості продуктів горіння/повітря для РВС №17 / №12, $м^2/с$; a – коефіцієнт температуропровідності, $м^2/с$; n і m – показники степенів, які залежать від геометричної форми тіла, що обдувається конвекційними потоками [10]; K_1 і K_2 – температурні фактори, які визначаються з довідкової літератури [10]. Загальна формула для визначення коефіцієнта теплообміну для обох резервуарів має вигляд

$$\alpha_к = \frac{\lambda_{(t)}}{d_{екв}} K_1 K_2 \mathrm{Pr}^n \left(\frac{V_в d_{екв}}{\nu_{(t)}} \right)^m . \qquad (14)$$

Слід зауважити, що при розрахунках необхідно приймати коефіцієнт теплопровідності $\lambda_{(t)}$, число Прандтля Pr, коефіцієнт кінематичної в'язкості $\nu_{(t)}$ та температурний фактор K_2 відповідно до конкретного випадку. Тобто для розрахунку $\alpha_к$ для РВС №12 і №17 вищезгадані параметри будуть відрізнятися. Результати розрахунків коефіцієнта теплообміну представлені графічно на рисунку 9.

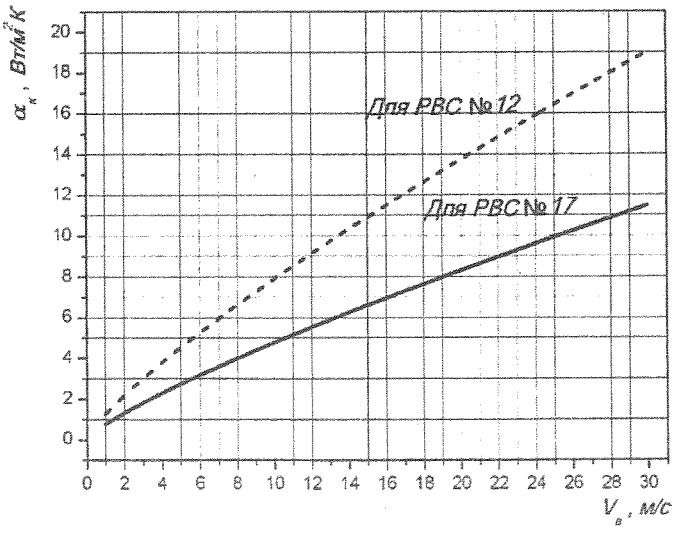
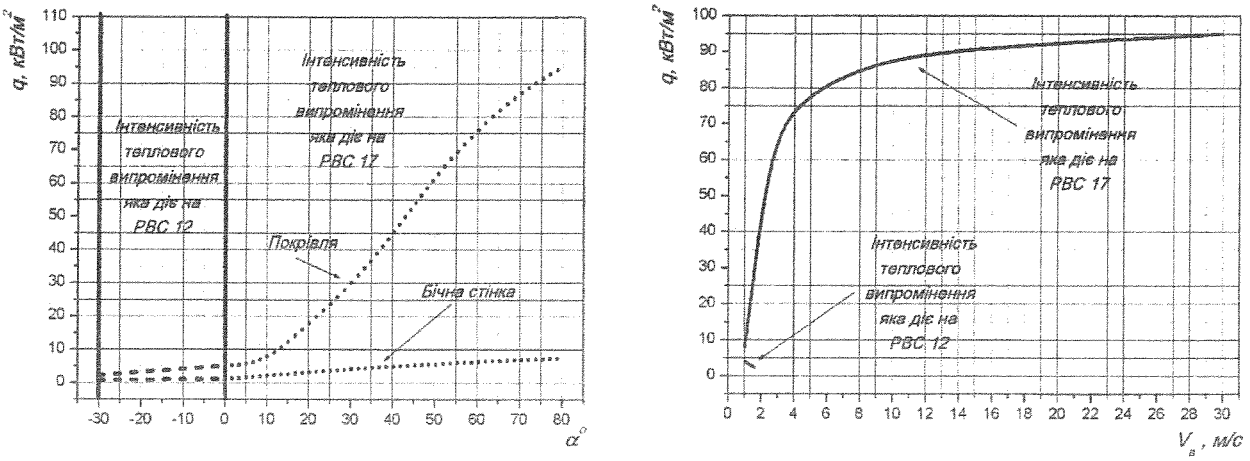


***Рисунок 9** – Залежність коефіцієнта теплообміну $\alpha_к$ від швидкості вітру $V_в$*

Встановлено, що коефіцієнт теплообміну для резервуара №12, який обдувається холодним потоком повітря, при швидкості вітру 5 м/с у 1,65 раза перевищує коефіцієнт теплообміну для резервуара №17, який обдувається гарячими продуктами горіння. При збільшені швидкості вітру різниця між ними буде зростати. Причиною цього є коефіцієнт кінематичної в'язкості $\nu_{(t)}$, який залежить від температури. Як відомо, максимальна температура повітря на нафтобазі в перший день пожежі сягала 26 ^oC. За таких умов коефіцієнт кінематичної в'язкості гарячих продуктів горіння (при температурі 300 ^oC і більше) перевищує коефіцієнт кінематичної в'язкості повітря у 5 разів і більше.

Розрахунок теплообміну між резервуарами. Проведені розрахунки кутових коефіцієнтів випромінення та коефіцієнтів конвекційного теплообміну дають можливість дослідити інтенсивність теплового впливу пожежі на резервуари №12 і №17. Спочатку визначимо інтенсивність теплового випромінення для резервуарів №12 і №17 залежно від кута нахилу полум'я та швидкості вітру, використовуючи формули (3). Результати досліджень представлені графічно.



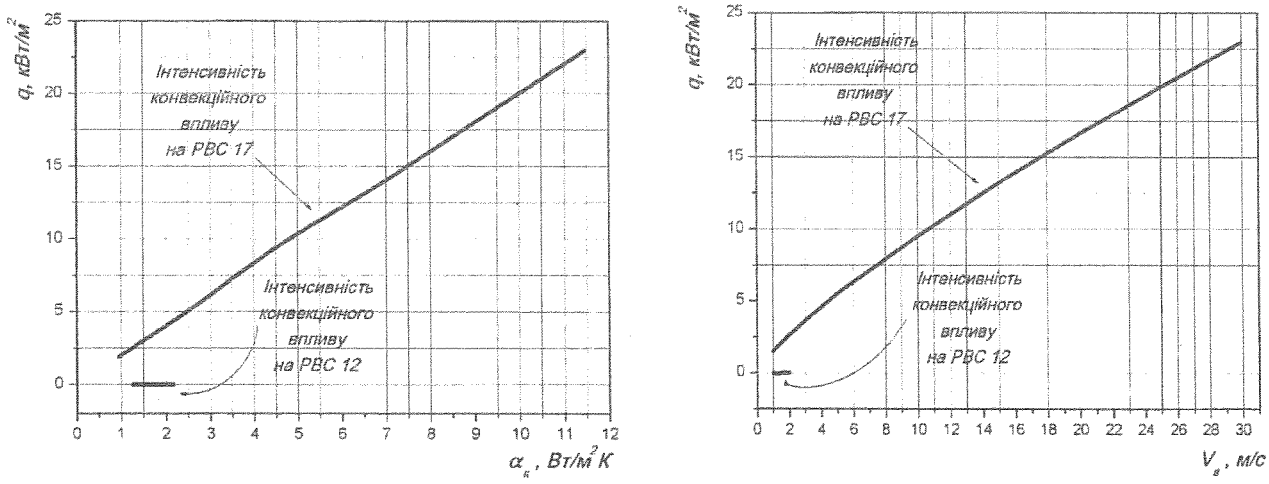
а) *б)*

***Рисунок 10** – Інтенсивність теплового випромінення, яку сприймають обидва резервуари*

Розглянемо рисунок 10 ***а)***. У лівій частині графіка від -30 до 0 градусів по осі α зображено інтенсивність теплового випромінення, яке сприймає резервуар №12, а від 0 до 80 градусів – резервуар №17. За умови, що факел полум'я не буде відхилятися відносно своєї осі, тобто за умови відсутності вітру ($\alpha = 0$), обидва резервуари будуть сприймати однакове теплове випромінення. Якщо факел полум'я відхилиться більше ніж на 30^o у сторону РВС №17, то тепловий потік, який сприйматиме РВС №12, буде спадати до нуля. Це зумовлено тим, що при такому відхилені видимість факела зі сторони резервуара №12 буде практично відсутня. Отже при вітрі зі швидкістю 3 *м/с* РВС №12 не буде нагріватися від теплового випромінення. За даних умов рівняння (1) буде рівне 0.

З рисунка ***б)*** видно, що резервуар №17, при швидкості вітру 3 *м/с*, сприйматиме теплове випромінення у кількості 69 *кВт/м²*, при вітрі 5 *м/с* – 79 *кВт/м²*. Це означає, що при збільшені швидкості вітру від 3 до 5 *м/с* інтенсивність теплового впливу через випромінювання зросте на 14,5 %. Максимальний тепловий потік, який сприйматиме РВС №17, і дорівнює 95 *кВт/м²*, можливий при швидкості вітру понад 30 *м/с*. При швидкості вітру близько 2 *м/с* РВС №12 не буде сприймати теплового потоку ввід факела полум'я.

Для розрахунку інтенсивності теплового впливу від **конвекційних потоків** скористаємось формулами (10) та (11), враховуючи (14). На рисунку 11 зображено інтенсивність теплового впливу конвекційних потоків на РВС № 12 та РВС №17 залежно від коефіцієнта теплообміну $\alpha_к$ – ***а)***, та швидкості вітру $V_в$ – ***б)***.



а) б)

***Рисунок 11** – Інтенсивність теплового випливу конвекційних потоків, яку сприймають обидва резервуари*

На рисунку 11 інтенсивність конвекційного впливу на РВС №12 відображається лише в діапазоні швидкості вітру від 1 до 2 *м/с* $\left(\alpha_к \in [1.25; 2.2]\right)$. Це зумовлено тим, що при збільшені швидкості вітру теплове випромінення від факела полум'я не буде падати на РВС №12. Якщо резервуар не буде нагріватися від пожежі, значить його температура буде така ж як температура навколишнього середовища. Тобто $q_{к12} = \alpha_к^{№12}\left(T_{№12} - T_{пов}\right) = 0$, оскільки $T_{№12} - T_{пов} = 0$.

Аналізуючи рисунок можна зробити висновок, що при швидкості вітру 3 *м/с* інтенсивність конвекційного впливу на РВС №17 сягає 3,64 *кВт/м*^{2}, що становить 5,27 % від інтенсивності теплового випромінення, а при швидкості вітру 5 *м/с* – 5,52 *кВт/м*^{2}, що становить 8 % від інтенсивності теплового випромінення на РВС №17.

Підставивши (3), (10) і (11) у вирази (1) і (2) отримаємо формули для визначення теплового впливу на резервуари через випромінювання та конвекцію разом.

$$q_{№12} = \varepsilon_{при}\psi_{№12} \cdot 5.67\left[\left(\frac{T_п}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{№12}}{100}\right)^4\right] - \alpha_к^{№12}\left(T_{№12} - T_{пов}\right), \tag{15}$$

$$q_{№17} = \varepsilon_{при}\psi_{№17} \cdot 5.67\left[\left(\frac{T_п}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_{№17}}{100}\right)^4\right] + \alpha_к^{№17}\left(T_п - T_{№17}\right). \tag{16}$$

Результати дослідження, проведені за виразами (15) і (16), представлені графічно на рисунку 12.

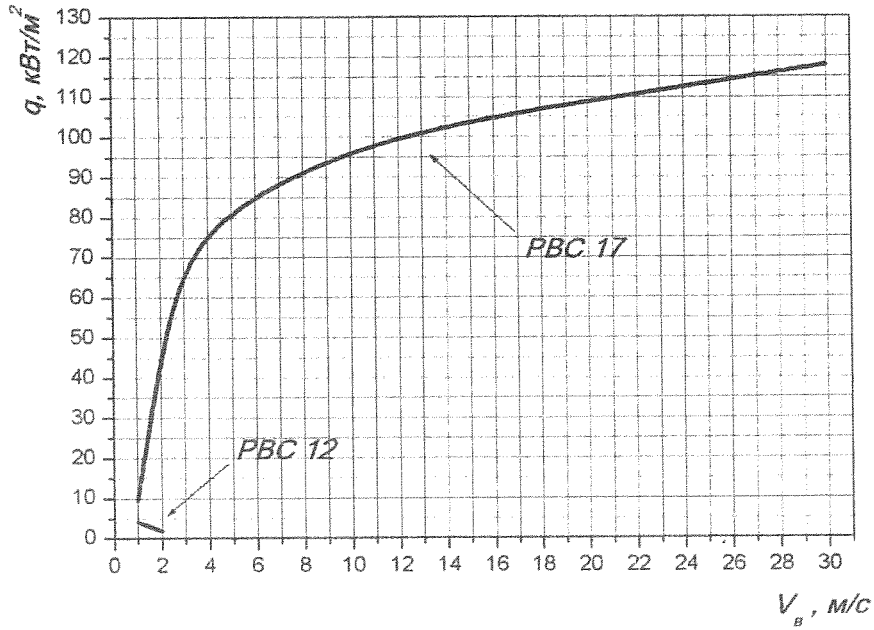
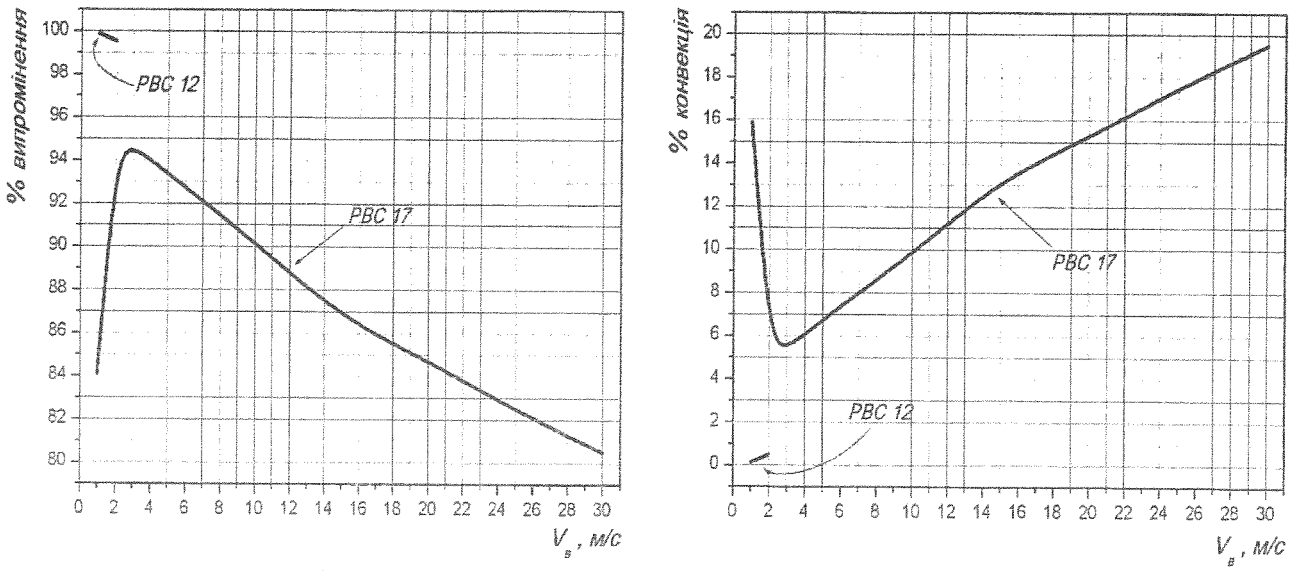


***Рисунок 12** – Залежність інтенсивності теплової енергії, яка поглинається резервуарами, від швидкості вітру*

З рисунка видно, що максимального теплового впливу РВС №17 буде зазнавати при швидкості вітру 30 *м/с*. Кожен квадратний метр покрівлі резервуара буде сприймати майже 118 *кВт/м*^{2} теплової енергії від факела пожежі. При цьому на променевий теплообмін припадає 80,5% від усієї теплової енергії. Максимальний тепловий вплив у кількості 4,185 *кВт/м*^{2} РВС №12 буде сприймати при мінімальному вітрі (менше *1 м/с*).

Аналізуючи рисунок 12, можна визначити, яка частина (у %) припадає на теплове випромінення (див. рис. 13).



а) *б)*

***Рисунок 13** – Частина теплової енергії, яка передається шляхом а) випромінення і б) конвекції*

На рисунку 13 показано, що мінімальний вплив конвекційної передачі тепла на РВС №17 спостерігається при швидкості вітру 3 *м/с*. Максимальний тепловий вплив конвекції, у кількості 19,5 % від загальної кількості тепла, можливий при швидкості вітру понад 30 *м/с*. Щодо РВС №12, то практично вся теплова енергія, яку сприйматиме резервуар, припадає на променевий теплообмін, а саме 99,88 – 99,52 %. Це зумовлено тим, що цей резервуар нагріватиметься від пожежі лише за умов мінімальної швидкості вітру – 1-2 *м/с*, або за його відсутності. Як видно з рисунка 10, при такій швидкості вітру вплив конвекційного теплообміну на РВС №12 майже відсутній.

Висновки. У роботі досліджено вплив вітру на теплообмін між резервуарами на прикладі пожежі, яка виникла в 2015 році на нафтобазі «БРСМ Нафта». За результатами досліджень ***встановлено***:

1. При температурі повітря 26 ^oC і швидкості вітру від 3 до 5 *м/с* резервуар під номером 17 буде сприймати теплову енергію від полум'я пожежі у кількості від 68,39 до 82,87 $кВт/м^2$. При цьому на конвекційний теплообмін припадатиме від 5,33 до 6,67 % від загальної кількості тепла.

2. Залежність кута нахилу факела пожежі від швидкості вітру. При вітрі 3-5 м/с факел відхилятиметься на кут, який лежить в діапазоні від 55° до 63°.

3. При факельному горінні РВС, бічна стінка резервуарів №17 і №12 порівняно з покрівлею резервуарів нагріватися практично не буде.

4. Залежність коефіцієнта теплообміну з навколишнім середовищем $\alpha_к$ від швидкості вітру. Встановлено, що для резервуара №12, який обдувається холодним повітрям, $\alpha_к$ у 1,65 раза більший ніж для резервуара №17, який обдувається гарячими продуктами горіння, при відповідних швидкостях вітру. Цей результат дає привід для подальших, більш глибоких досліджень коефіцієнта теплообміну з навколишнім середовищем.

Список літератури:

1. Babrauskas, V., (1983) Estimating Large Pool Fire Burning Rates, Fire Technology 19(4): 251-261.
2. Modak, "The Burning of Large Pool Fires", Fire Safety Journal, 3, pp. 177-184, 1981.
3. Mudan, K. S., (1984) Prog. Energy Combust. Sci. 10, 59-80.
4. Raj, P. K. and Kalelkar, A. S. (1974) Assessment Models in Support of the Hazard Assessment Handbook (CG-447-3) Chap. 9, Technical Report prepared for the U. S. Coast Guard, NTIS publication #AD776617
5. Hottel, H. C., "Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids", Fire Research Abstracts and Reviews, 1, pp. 41-43, 1959.
6. Крейт Ф., Блэк У. Основы теплопередачи: Пер. с англ. – М.: Мир, 1983. – 512 с., ил.
7. Lees, Frank P. Loss prevention in the process industries: hazard identification, assessment, and control / Frank P., Lees. – 2nd ed. p. cm.
8. Clay, G. A., Fitzpatick, R. R. D., Hurst, N. W., Carter, D. A., Crossthwaite, P.J., 1988. "Risk Assessment for Installation Where Liquefied Petroleum Gas (LPG) is Stored in Bulk Vessels Above Ground", J. Haz. Materials, 20, 357.
9. Thomas, P.H., 1962. Some observations of the effect of wind on line plumes. Fire Research Notes 510
10. Кулинченко В. Р. Справочник по теплообменным расчетам. – К.: Тэхника, 1990. – 165 с.
11. Волков О.М. Пожарная безопасность резервуаров с нефтепродуктами. М.: Недра, 1984. – 151 с.

References:

1. Babrauskas, V., (1983) Estimating Large Pool Fire Burning Rates, Fire Technology 19(4): 251-261.
2. Modak, "The Burning of Large Pool Fires", Fire Safety Journal, 3, pp. 177-184, 1981.
3. Mudan, K. S., (1984) Prog. Energy Combust. Sci. 10, 59-80.
4. Raj, P. K. and Kalelkar, A. S. (1974) Assessment Models in Support of the Hazard Assessment Handbook (CG-447-3) Chap. 9, Technical Report prepared for the U. S. Coast Guard, NTIS publication #AD776617
5. Hottel, H. C., "Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids", Fire Research Abstracts and Reviews, 1, pp. 41-43, 1959.
6. Kreyt F., Blek U. Osnovy teploperedachi: Per. s angl. – M .: Mir, 1983. – 512 s.
7. Lees, Frank P. Loss prevention in the process industries: hazard identification, assessment, and control / Frank P., Lees. – 2nd ed. p. cm.
8. Clay, G. A., Fitzpatick, R. R. D., Hurst, N. W., Carter, D. A., Crossthwaite, P.J., 1988. "Risk Assessment for Installation Where Liquefied Petroleum Gas (LPG) is Stored in Bulk Vessels Above Ground", J. Haz. Materials, 20, 357.
9. Thomas, P.H., 1962. Some observations of the effect of wind on line plumes. Fire Research Notes 510
10. Kulinchenko V. G. Spravochnik po teploobmennym raschetam. – M .: Tekhnika, 1990. – 165 s.
11. Volkov O.M. Pozharnaya bezopasnost' rezervuarov s nefteproduktamy. M.: Nedra, 1984. – 151 P.