

УДК 614.841.3

МОДЕЛЬ НАГРІВУ РЕЗЕРВУАРА З НАФТОПРОДУКТОМ ПІД ТЕПЛОВИМ ВПЛИВОМ ПОЖЕЖІ В СУСІДНЬОМУ РЕЗЕРВУАРІ

[https://doi.org/10.33269/nvcz.2025.1.\(19\).109-119](https://doi.org/10.33269/nvcz.2025.1.(19).109-119)

Басманов О. Є.¹ ORCID iD 0000-0002-6434-6575

Карпова Д. І.², ORCID iD 0000-0002-1692-3630

Гарбуз С. В.², ORCID iD 0000-0001-6345-6214

Володченко М. А.¹, ORCID iD 0009-0007-8551-755X

*E-mail: basmanov@ukr.net

¹Інститут наукових досліджень з цивільного захисту НУЦЗ України, Україна

²Національний університет цивільного захисту України, Україна

ІНФОРМАЦІЯ ПРО СТАТТЮ

Надійшла до редакції:

30.04.2025

Пройшла рецензування:

12.05.2025

КЛЮЧОВІ СЛОВА:

пожежа в резервуарі, рівняння теплового балансу, тепловий потік випромінюванням, конвекція

АНОТАЦІЯ

Об'єктом дослідження є теплові процеси, що мають місце в вертикальному сталевому резервуарі з нафтопродуктом в умовах теплового впливу пожежі в сусідньому резервуарі. Побудовано рівняння теплового балансу для стінки і покрівлі резервуара, які являють собою двовимірні рівняння теплопровідності, в яких враховано променевий і конвекційний теплообмін з пожежею, навколишнім середовищем, рідиною в резервуарі і пароповітряною сумішшю в його газовому просторі. Такий підхід є можливим внаслідок значно меншої товщини стінок резервуара порівняно з його лінійними розмірами. Розраховано коефіцієнти взаємного опромінення різних частин резервуара з полум'ям та між собою, що дозволило визначити променеві складові теплових потоків. Для визначення конвекційних складових було використано методи теорії подібності для побудови оцінок коефіцієнтів конвекційного теплообміну. Застосування методу скінчених різниць для чисельного розв'язання системи диференціальних рівнянь з відповідними крайовими і початковими умовами дозволяє визначити розподіл температури по стінці і покрівлі резервуара в довільний момент часу. Показано, що найбільшій небезпеці піддається верхній край стінки резервуара, обернений в бік пожежі. Це пов'язано як з більшим значенням коефіцієнта взаємного опромінення з полум'ям, так і з відсутністю контакту з рідиною в резервуарі. Зокрема, у випадку пожежі в одному з резервуарів резервуарної групи з чотирьох резервуарів РВС-10000 з дизельним паливом верхній край сусіднього резервуара, розташованого з підвітряного боку, досягає температури самоспалахування парів дизельного пального вже через 10 хв. після початку пожежі. При цьому температура стінки резервуара нижче рівня нафтопродукту не перевищує 70 °С. Температура покрівлі резервуара за цей час також не досягає критичного значення, складаючи близько 200 °С. Побудована модель може бути використана для визначення частин стінки і покрівлі резервуара, які підлягають охолодженню, а також визначення граничного часу початку подачі води на охолодження.

Постановка проблеми. Склади зберігання нафтопродуктів відіграють ключову роль у забезпеченні безперервного функціонування систем транспортування та переробки палива. В умовах повномасштабної збройної агресії

російської федерації такі об'єкти перетворилися на пріоритетні цілі атак з використанням артилерійських систем, ракет та безпілотних літальних апаратів. Руйнування резервуарів нафтобаз супроводжуються масштабними

пожежами, які мають серйозні наслідки не лише для самої інфраструктури, але й для навколишнього середовища, населення та рятувальних служб.

На відміну від аварій, що відбуваються в мирний час внаслідок технічних несправностей або людського фактора, бойові дії часто спричиняють одночасне загоряння кількох резервуарів. У таких випадках значно зростає інтенсивність теплового випромінювання, яке може бути спрямоване на сусідні об'єкти, включно з іншими резервуарами, що суттєво ускладнює процес локалізації пожежі та підвищує ризики для особового складу. При цьому існуючі рекомендації з гасіння пожеж [1] у резервуарних парках зазвичай ґрунтуються на випадку пожежі в одному резервуарі, що є недостатнім при сучасних умовах ведення бойових дій.

Зокрема в березні 2022 року російські війська завдали ракетного удару по нафтобазі на околиці Луцька. Ракета влучила в резервуар з паливом, спричинивши масштабну пожежу, яка тривала понад 32 години і охопила значну частину об'єкта, що призвело до повного вигорання нафтобазы [2].

Таким чином, актуальною проблемою є розповсюдження пожежі на сусідні резервуари внаслідок теплового впливу до них.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. Ризик-орієнтований підхід для розподілу ресурсів та заходів, спрямованих на зниження ймовірності виникнення небезпек, таких як вибухи або великомасштабні пожежі, представлений в [3]. Але такий підхід не дає відповіді на питання щодо можливих сценаріїв розвитку пожежі в конкретних умовах. В [4] було досліджено втрату маси і час злиття полум'я в сусідніх резервуарах. Але тепловий вплив на сусідні резервуари залишено поза увагою. В [5] експериментально досліджено горіння легкозаймистої рідини, що безперервно витікає зі сталою об'ємною швидкістю. Визначено питому масову швидкість вигорання і товщину шару рідини. Але тепловий вплив на сусідні об'єкти

залишено поза увагою. В [6] експериментально досліджено форму полум'я, його висоту і ширину, а також максимальне значення щільності теплового потоку випромінюванням. Але нагрів сусідніх об'єктів під тепловим впливом пожежі не розглядається. В [7] побудовано модель теплового випромінювання від пожежі нафтопродукту в резервуарі, що враховує неоднорідність теплового випромінювання по поверхні полум'я внаслідок наявності диму. Однак наведена модель не дає змогу визначити наслідки теплового впливу пожежі на покрівлю сусіднього резервуара. В [8] експериментально досліджено теплове випромінювання від пожежі в прямокутних басейнах з гептаном. Але малі розміри лабораторної установки (ширина басейну 8 см) не дозволяє застосувати отримані результати до реальних пожеж. В [9] розглянуто методологію для оптимізації евакуації на промислових об'єктах у разі масштабної пожежі резервуарів. Але наслідки теплового впливу пожежі на сусідні резервуари і пов'язані із цим небезпеки залишено поза увагою. В [10] експериментально досліджено вплив вітру на питому масову швидкість вигорання рідини в модельних резервуарах діаметром 5 см і 10 см. В [11] експериментально досліджено висоту полум'я і питому масову швидкість вигорання гептану та етанолу в умовах вітру. Але і тут лабораторний характер досліджень (розмір пальника – десятки сантиметрів) ускладнює застосування отриманих результатів у випадку реальних пожеж. В [12] за допомогою симулятора динаміки пожежі (FDS) досліджено вплив пожежі в резервуарі або в басейні на сусідній резервуар. Показано, що можливі ситуації, в яких виникає «ефект доміно» – розповсюдження пожежі на сусідні резервуари. В [13] FDS використано для дослідження променевих і конвекційних теплових потоків при пожежі сирої нафти в резервуарі з плаваючою покрівлею ємністю 118 тис. м³. В [14] досліджено пожежі нафтопродуктів в обвалуванні

резервуарів. Зроблено висновок про небезпеку не лише для резервуара, в обвалуванні якого відбувається горіння, але й для сусідніх резервуарів. В [15] побудовано математичну модель для швидкого виявлення витоку легкозаймистої рідини з резервуара. Але сценарії розвитку подій після її загоряння не розглядаються. В [16] побудовано модель нагріву частини стінки резервуара, що розташована вище рівня нафтопродукту, під тепловим впливом пожежі в сусідньому резервуарі. Враховано променевий і конвекційний теплообмін, але поза увагою залишено теплопровідність вздовж стінки резервуара.

Таким чином, невирішеною частиною проблеми розповсюдження пожежі на сусідні резервуари внаслідок теплового потоку на них є визначення наслідків теплового впливу пожежі на сусідній резервуар з нафтопродуктом.

Формулювання цілей дослідження. Метою роботи є визначення розподілу температури по стінці і покрівлі вертикального сталевго резервуара з нафтопродуктом внаслідок теплового впливу пожежі в сусідньому

резервуарі. Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити наступні завдання:

- побудувати рівняння теплового балансу для стінки і покрівлі резервуара;
- визначити теплові потоки до стінки і покрівлі резервуара;
- розв’язати рівняння теплового балансу із застосуванням чисельних методів.

Методи дослідження. Об’єктом дослідження є теплові процеси в вертикальному сталевому резервуарі (РВС) з нафтопродуктом, що нагрівається під впливом пожежі в аналогічному сусідньому резервуарі. Для опису розподілу температури по сталевій оболонці резервуара застосовано двовимірне рівняння теплопровідності. Для визначення щільності теплового потоку випромінюванням використано закон Стефана–Больцмана. Визначення конвекційної складової теплообміну проведено із застосуванням методів теорії подібності. Для проведення чисельних розрахунків використано метод скінчених різниць. Програмну реалізацію метода виконано в середовищі програмування Delphi 12.

Виклад основного матеріалу дослідження. В загальному випадку розподіл температури по оболонці вертикального сталевго резервуара в циліндричній системі координат описується тривимірним рівнянням теплопровідності

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_s \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + \frac{q_v}{c_s \rho_s}; \quad r_1(z) < r < r_2(z); \quad 0 \leq \varphi < 2\pi; \quad 0 < z < H_1, \quad (1)$$

де $T(r, \varphi, z, t)$ – значення температури в точці (r, φ, z) оболонки резервуара в момент часу t ; a_s , c_s , ρ_s – коефіцієнт температуропровідності, питома теплоємність і густина сталі відповідно; q_v – щільність об’ємних джерел тепла; початок координат розташовано в центрі основи резервуара, що нагрівається, а вісь z співпадає з віссю резервуара (рис. 1); H_1 – загальна висота резервуара:

$$H_1 = H + H_r = H + R \tan \beta;$$

H , R – висота стінки і радіус резервуара; H_r – висота конічної покрівлі резервуара; β – кут між покрівлею і горизонтальною поверхнею (рис. 1).

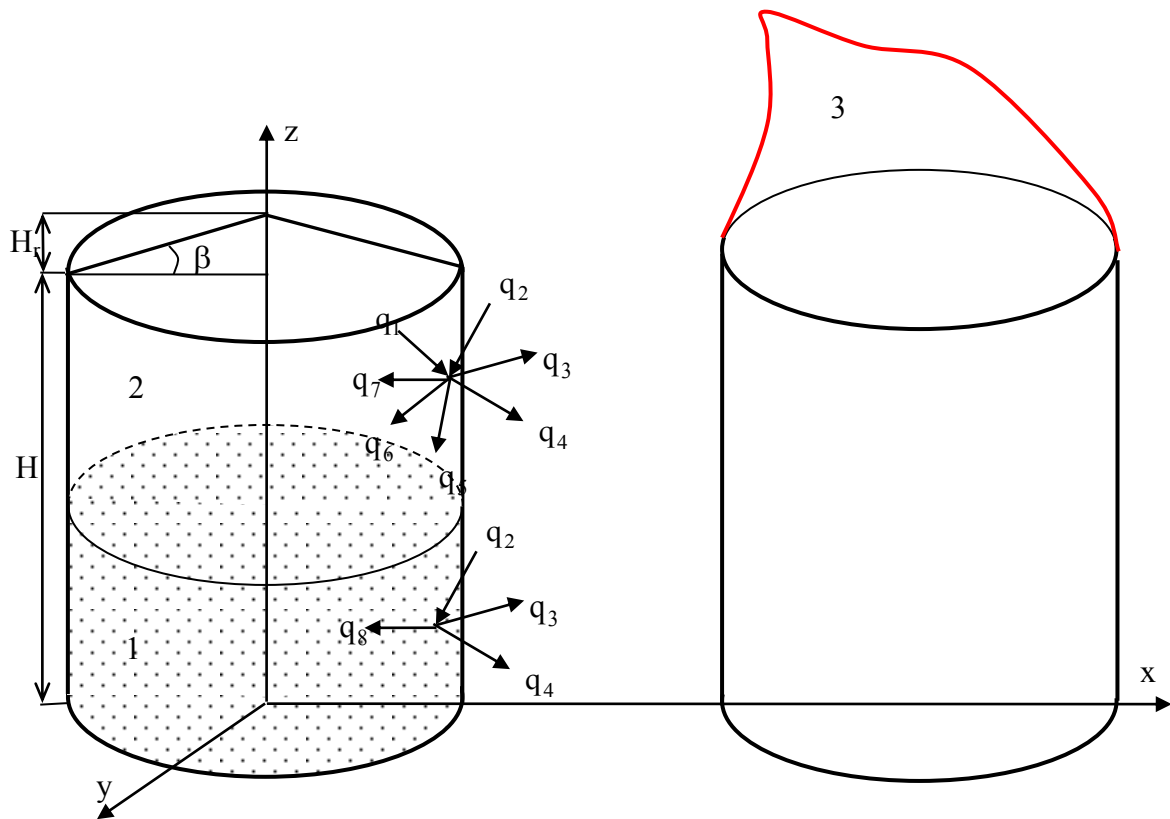


Рисунок 1 – Тепловий вплив пожежі в вертикальному сталевому резервуарі з нафтопродуктом на аналогічний сусідній резервуар: 1 – нафтопродукт в резервуарі, що нагрівається; 2 – газовий простір резервуара; 3 – полум'я над резервуаром

Діаметр резервуарів РВС-1000 – РВС-20000 складає від 10 до 40 м, висота – від 12 до 18 м, а товщина стінки не більше 8 мм. Перевищення лінійних розмірів оболонки резервуара над її товщиною на три порядки дозволяє вважати розподіл температури по товщині стінки та покрівлі рівномірним:

$$\frac{\partial T}{\partial \ell} = 0, \quad (2)$$

де $\bar{\ell}$ – вектор, перпендикулярний до поверхні оболонки резервуара. Для стінки резервуара умова (2) означає, що $\partial T / \partial r = 0$. Внаслідок цього рівняння (1) набуло вигляду

$$\frac{\partial T_1}{\partial t} = a_s \left(\frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 T_1}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 T_1}{\partial z^2} \right) + \frac{q}{\delta_s c_s \rho_s}; \quad 0 \leq \varphi < 2\pi; \quad 0 < z < H, \quad (3)$$

де $T_1(\varphi, z, t)$ – температура стінки у точці (φ, z) в момент часу t ; δ_s – товщина стінки; q – щільність теплового потоку на стінку резервуара. Для покрівлі резервуара має місце

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = a_s \left(\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T_2}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 T_2}{\partial \varphi^2} + \text{tg}^2 \beta \frac{\partial^2 T_2}{\partial r^2} \right) + \frac{q}{\delta_s c_s \rho_s}; \quad 0 < r < R; \quad 0 \leq \varphi < 2\pi, \quad (4)$$

де $T_2(r, \varphi, t)$ – температура покрівлі резервуара у точці з координатами (r, φ) в момент часу t . На межі контакту стінки і покрівлі резервуара має місце рівність

$$T_1(\varphi, H, t) = T_2(R, \varphi, t); 0 \leq \varphi < 2\pi. \quad (5)$$

Припущення про теплоізолюваність нижньої межі стінки резервуара дало граничну умову у вигляді

$$\left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = 0. \quad (6)$$

Диференціальні рівняння (3) і (4) разом з крайовими умовами (5), (6), а також початковою умовою

$$T_1(\varphi, z, 0) = T_2(r, \varphi, 0) = T_0 \quad (7)$$

описують розподіл температури по стінці і покрівлі резервуара в довільний момент часу; T_0 – температура резервуара до початку пожежі.

Щільність теплового потоку q у точці на поверхні резервуара залежить від її розташування – вище рівня рідини або нижче. Для точки на покрівлі резервуара або на стінці резервуара вище рівня нафтопродукту має місце рівність

$$q = \sum_{i=1}^7 q_i,$$

де q_i – щільності теплового потоку:

q_1 – випромінюванням від внутрішньої поверхні покрівлі резервуара;

q_2 – випромінюванням від полум'я;

q_3 – випромінюванням від навколишнього середовища;

q_4 – конвекційним теплообміном з навколишнім повітрям;

q_5 – випромінюванням від поверхні рідини в резервуарі;

q_6 – конвекційним теплообміном з пароповітряною сумішшю в газовому просторі резервуара;

q_7 – випромінюванням від внутрішньої поверхні стінки резервуара.

Для точки на стінці резервуара нижче рівня нафтопродукту:

$$q = q_2 + q_3 + q_4 + q_8,$$

де q_8 – щільність теплового потоку внаслідок конвекційного теплообміну з рідиною в резервуарі. Щільність теплового потоку випромінюванням від покрівлі резервуара визначаються законом Стефана–Больцмана:

$$q_1 = \frac{c_0 \varepsilon_s^2}{\pi} \iint_{S_2} \left(\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \frac{\cos \varphi_1 \cos \varphi_2}{r_{12}^2} dS_2, \quad (8)$$

де $c_0 = 5,67 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К}^4)$ – стала; ε_s – ступінь чорноти поверхні резервуара; S_2 – внутрішня поверхня покрівлі резервуара; T – температура в даній точці A_1 на стінці або покрівлі резервуара; r_{12} – довжина радіус-вектора, що з'єднує точку A_1 з довільною точкою A_2 на поверхні S_2 ; φ_1 – кут між вектором $\overrightarrow{A_1 A_2}$ і нормальним вектором $\vec{n}_1$ до поверхні в

точці A_1 ; φ_2 – кут між вектором $\overrightarrow{A_2A_1}$ і нормальним вектором $\vec{n}_2$ до поверхні в точці A_2 . Поверхня S_2 може бути представлена в параметричному вигляді

$$\begin{cases} x = u \cos v; \\ y = u \sin v; \\ z = H_1 - u \cdot \operatorname{tg} \beta; \end{cases} \quad 0 \leq u \leq R; \quad 0 \leq v \leq 2\pi. \quad (9)$$

Одиничний нормальний вектор до поверхні S_2 у точці (x, y, z) має вигляд

$$\vec{n}_2 = \left(\frac{A}{\sqrt{A^2 + B^2 + C^2}}, \frac{B}{\sqrt{A^2 + B^2 + C^2}}, \frac{C}{\sqrt{A^2 + B^2 + C^2}} \right); \quad (10)$$

$$A = \frac{\partial y}{\partial u} \frac{\partial z}{\partial v} - \frac{\partial z}{\partial u} \frac{\partial y}{\partial v}; \quad B = \frac{\partial z}{\partial u} \frac{\partial x}{\partial v} - \frac{\partial x}{\partial u} \frac{\partial z}{\partial v}; \quad C = \frac{\partial x}{\partial u} \frac{\partial y}{\partial v} - \frac{\partial y}{\partial u} \frac{\partial x}{\partial v}. \quad (11)$$

Підстановка (9) в (11) дала

$$A = -u \cdot \operatorname{tg} \beta \cos v; \quad B = -u \cdot \operatorname{tg} \beta \sin v; \quad C = -u. \quad (12)$$

Для точки A_1 на внутрішній поверхні стінки з координатами (φ_0, z) одиничний нормальний вектор дорівнює

$$\vec{n}_1 = (-\cos \varphi_0, -\sin \varphi_0, 0). \quad (13)$$

Об'єднання виразів (8), (9), (12), (13) дало щільність теплового потоку випромінюванням від покрівлі до даної точки на стінці резервуара

$$q_1 = \frac{c_0 \varepsilon_s^2}{\pi} \int_0^{2\pi} dv \int_0^R du \left(\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \times \\ \times \frac{[r - u \cos(v - \varphi_0)][H_1 - z - r \cos(v - \varphi_0)]u}{\left[(u \cos v - r \cos \varphi_0)^2 + (u \sin v - r \sin \varphi_0)^2 + (H_1 - u \cdot \operatorname{tg} \beta - z)^2 \right]^2}. \quad (14)$$

Для точки A_1 на внутрішній поверхні покрівлі з координатами (r, φ_0) одиничний нормальний вектор дорівнює

$$\vec{n}_1 = (-\sin \beta \cos \varphi_0, -\sin \beta \sin \varphi_0, \cos \beta). \quad (15)$$

Об'єднання виразів (8), (9), (12), (15) дало щільність теплового потоку від покрівлі до даної точки на покрівлі резервуара

$$q_1 = \frac{c_0 \varepsilon_s^2}{\pi} \int_0^{2\pi} dv \int_0^R du \left(\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \times \\ \times \frac{u^2 r (1 - \cos(v - \varphi_0))^2 \operatorname{tg} \beta \sin \beta}{\left[(u \cos v - r \cos \varphi_0)^2 + (u \sin v - r \sin \varphi_0)^2 + (H_1 - u \cdot \operatorname{tg} \beta - z)^2 \right]^2}.$$

Щільність теплового потоку випромінюванням від полум'я до точки на зовнішній поверхні стінки резервуара визначається законом Стефана–Больцмана

$$q_2 = c_0 \varepsilon_f \varepsilon_s \left(\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \psi_2,$$

де T_f , ε_s – температура та ступінь чорноти випромінюючої поверхні полум'я відповідно; ψ_2 – коефіцієнт взаємного опромінення з факелом:

$$\psi_2 = \frac{1}{\pi S_f} \iint \frac{\cos \varphi_1 \cos \varphi_2}{r_{12}^2} dS_f; \quad (16)$$

S_f – поверхня факела; інтеграл (16) обчислюється лише по тих точках поверхні S_f , в яких косинуси кутів φ_1 , φ_2 є додатними.

Щільність теплового потоку випромінюванням від навколишнього середовища до зовнішньої поверхні стінки резервуара описується виразом

$$q_3 = c_0 \varepsilon_s \left(\left(\frac{T_0}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) (1 - \psi_2), \quad (17)$$

де T_0 – температура навколишнього середовища.

Щільність теплового потоку внаслідок конвекційного теплообміну з навколишнім повітрям визначається законом Ньютона

$$q_4 = \alpha_4 (T_0 - T), \quad (18)$$

де коефіцієнт конвекційного теплообміну α_4 залежить від режиму конвекції – вимушеної (при наявності вітру) або вільною (при незначному або повністю відсутньому вітрі). Конвекційний теплообмін внутрішньої поверхні стінки з пароповітряною сумішшю в газовому просторі резервуара також буде описуватися виразом, аналогічним (18)

$$q_6 = \alpha_6 (T_{\text{int}} - T), \quad (19)$$

де α_6 – коефіцієнт конвекційного теплообміну з пароповітряною сумішшю.

Щільність теплового потоку випромінюванням від внутрішньої поверхні стінки або покрівлі до поверхні рідини в резервуарі визначається законом Стефана–Больцмана

$$q_5 = c_0 \varepsilon_s \varepsilon_\ell \left(\left(\frac{T_\ell}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \psi_5, \quad (20)$$

де ψ_5 – коефіцієнт взаємного опромінення, який для точки на стінці резервуара буде мати вигляд

$$\psi_5 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dv \int_0^1 ds \frac{z_R s (1 - s \cdot \cos v)}{\left[(1 - s \cdot \cos v)^2 + s^2 \sin^2 v + z_R^2 \right]^{3/2}},$$

де $z_R = z/R$; z – відстань до поверхні рідини. Для точки на внутрішній поверхні покритті резервуара коефіцієнт взаємного опромінення набув вигляду

$$\psi_5 = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} dv \int_0^R u du \frac{(H_1 - r_0 \operatorname{tg} \beta - h)[(H_1 - h) \cos \beta - u \cos v \sin \beta]}{[r_0^2 + u^2 - 2r_0 u \cos v + (H_1 - r_0 \operatorname{tg} \beta - h)^2]^{\frac{3}{2}}}.$$

Щільність теплового потоку випромінюванням від внутрішньої поверхні стінки резервуара до заданої точки A_1 на стінці або покритті резервуара визначається законом Стефана–Больцмана. З урахуванням неоднорідного розподілу температури по стінці резервуара для точки $A_1(\varphi_0, z_0)$ щільність теплового потоку має вигляд

$$q_7 = \frac{R^3 c_0 \varepsilon_s^2}{\pi} \int_0^{2\pi} dv \int_h^H dz \frac{(1 - \cos(v - \varphi_0))^2}{[2R^2(1 - \cos(v - \varphi_0)) + (z - z_0)^2]^{\frac{3}{2}}} \left(\left(\frac{T}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 \right).$$

Для точки $A_1(r_0, \varphi_0)$ на внутрішній поверхні покритті резервуара і точки $A_2(u, v)$ на стінці резервуара щільність теплового потоку від стінок для точки A_1 набуде вигляду

$$q_7 = \frac{R c_0 \varepsilon_s}{\pi} \int_0^{2\pi} dv \int_h^H \left(\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T}{100} \right)^4 \right) \frac{[(H_1 - u) \cos \beta - R \cos(v - \varphi_0) \sin \beta][R - r_0 \cos(v - \varphi_0)]}{[R^2 + r_0^2 - 2Rr_0 \cos(v - \varphi_0) + (u - H_1 + r_0 \operatorname{tg} \beta)]^{\frac{3}{2}}}.$$

У точці на стінці резервуара нижче рівня нафтопродукту щільність теплового потоку внаслідок конвекційного обміну з рідиною в резервуарі описується законом Ньютона

$$q_8 = \alpha_8 (T_\ell - T),$$

де α_8 – коефіцієнт конвекційного теплообміну між стінкою і рідиною в резервуарі [17]:

$$\alpha_8 = 0,135 \lambda_\ell \left(\frac{g \beta_\ell |T - T_\ell|}{\nu_\ell a_\ell} \right)^{1/3};$$

λ_ℓ , a_ℓ , ν_ℓ , β_ℓ – коефіцієнт теплопровідності, коефіцієнт температуропровідності, кінематична в'язкість і коефіцієнт температурного розширення рідини; g – прискорення вільного падіння.

Застосування метода скінчених різниць до системи рівнянь (3), (4) з відповідними крайовими і початковими умовами дозволяє визначити розподіл значень температури по стінці і покритті резервуара. В якості приклада на рис. 2 наведено розподіл температури по стінці резервуара РВС-10000 ($D=28,5$ м, $H=18$ м), заповненого дизельним паливом до рівня $h=9$ м, через 10 хв. після початку пожежі в аналогічному сусідньому резервуарі, розташованого на відстані $0,75D$.

Початкову температуру резервуара і температуру навколишнього середовища прийнято $T_0=20$ °С. Вітер швидкістю 2 м/с направлений від резервуара, що горить, до резервуара, що нагрівається. Форму полум'я над резервуаром прийнято конусоподібною [18]. Систему координат було обрано таким чином, що півпериметру резервуара, оберненому в бік пожежі, відповідає діапазон кутів $\varphi=(90 \div 270)^\circ$.

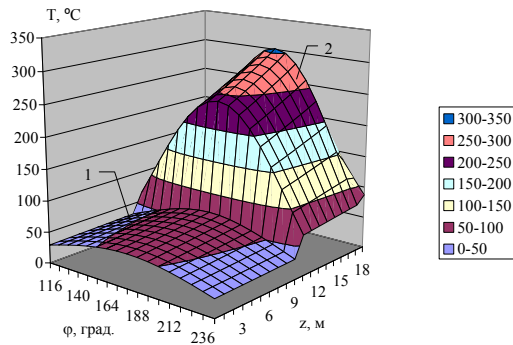


Рисунок 2 – Розподіл температури по стінці резервуара РВС-10000 через 10 хв. після початку пожежі в аналогічному сусідньому резервуарі: 1 – нижче рівня нафтопродукту; 2 – вище рівня нафтопродукту

Аналіз залежності на рис. 2 свідчить, що найбільшій небезпеці піддається верхній край стінки резервуара, що пов'язано з більшою величиною коефіцієнта його взаємного опромінення з факелом. Температура нижньої частини стінки резервуара (нижче рівня нафтопродукту) не досягає небезпечних значень – її величина не перевищує 70 °С. Це відбувається внаслідок того, що коефіцієнт конвекційного теплообміну стінки з рідиною приблизно на 2 порядки перевищує відповідне значення для газів.

На рис. 3 за тих самих умов, що і для рис. 2, наведено розподіл температури по покрівлі резервуара РВС-10000.

Аналіз залежностей на рис. 3 свідчить, що на відміну від стінки температура покрівлі не досягає небезпечного значення: її максимальна величина не перевищує 150 °С. Причиною цього є менше значення коефіцієнта взаємного опромінення з факелом. На рис. 4 показано динаміку зміни температури для деяких точок на стінці і покрівлі резервуара.

Із аналізу графічних залежностей на рис. 4 випливає, що суха стінка резервуара досягає температури самоспалахування парів дизельного пального через 10 хв. після початку пожежі, перетворюючись на джерело запалювання для них. Це вимагає термінового вжиття заходів щодо захисту резервуара від теплового впливу пожежі в сусідньому резервуарі, наприклад, шляхом подачі води на охолодження стінки.

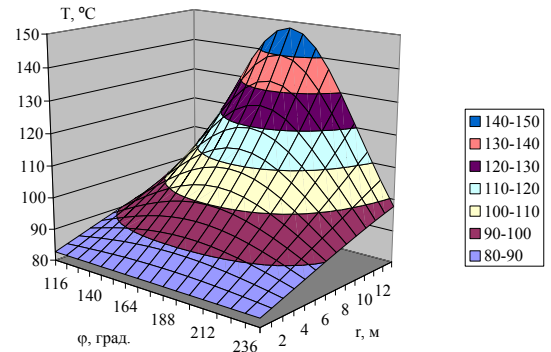


Рисунок 3 – Розподіл температури по покрівлі резервуара РВС-10000 через 10 хв. після початку пожежі в аналогічному сусідньому резервуарі

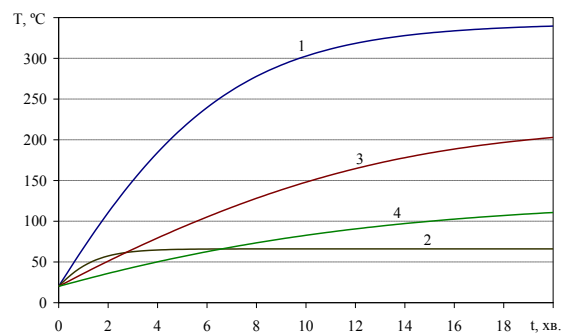


Рисунок 4 – Динаміка зміни температури в деяких точках на поверхні резервуара, обернених в бік пожежі ($\varphi=180^\circ$): 1 – стінка, $z=17$ м; 2 – стінка, $z=8$ м; 3 – покрівля, $r=13$ м; 4 – центр покрівлі

Висновки та напрями подальших досліджень. Побудовано рівняння теплового балансу для стінки і покрівлі вертикального сталевого резервуара з нафтопродуктом в умовах теплового впливу пожежі в аналогічному сусідньому резервуарі. Модель спирається на рівняння теплопровідності сталеві оболонки резервуара і враховує променевий і конвекційний теплообмін з пожежею, навколишнім середовищем, рідиною в резервуарі і пароповітряною сумішшю в його газовому просторі. Визначено коефіцієнти взаємного опромінення і коефіцієнти конвекційного теплообміну для стінки і покрівлі резервуара. Розв'язання рівняння методом скінчених різниць дозволяє визначити розподіл температур по стінці і покрівлі резервуара в довільний момент часу. Показано, що найбільшій небезпеці піддається верхній край стінки резервуара,

обернений в бік пожежі. Зокрема, у випадку пожежі в резервуарі з дизельним паливом суха стінка сусіднього резервуара досягає температури самозаймання парів дизельного пального вже через 10 хв. після

початку пожежі. Перспективи подальших досліджень пов'язані із врахуванням охолоджувальної дії води, що подається для захисту резервуара.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. НАПБ 05.035 – 2004. Інструкція щодо гасіння пожеж у резервуарах із нафтою та нафтопродуктами.
2. Аналітична довідка про пожежі та їх наслідки в Україні за 12 місяців 2022 року. url: <https://indcz.dsns.gov.ua/upload/1/6/0/8/6/7/7/analychna-dovidka-pro-pojeji-122022.pdf>
3. Ding L., Khan F., Ji J. Risk-based safety measure allocation to prevent and mitigate storage fire hazards. *Process Safety and Environmental Protection*. 2020. Vol. 135. P. 282–293. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.01.008>
4. Deng L., Tang F., Wang X. Uncontrollable combustion characteristics of energy storage oil pool: Modelling of mass loss rate and flame merging time of annular pools. *Energy*. 2021. Vol. 224. P. 120181. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2021.120181>
5. Li Y., Meng D., Yang L., Shuai J. Experimental study on the burning rate of continuously released spill fire on open surface with measurement of burning fuel thickness. *Case Studies in Thermal Engineering*. 2022. Vol. 36. P. 102217. doi: <https://doi.org/10.1016/j.csite.2022.102217>
6. Chen J., Wang D., Guo L., Wang Z., Kong D. Experimental study on flame morphology and flame radiation of pool fire sheltered by plate obstacle. *Process Safety and Environmental Protection*. 2022. Vol. 159. P. 243–250. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2021.12.053>
7. Yang J., Zhang B., Chen L., Diao X., Hu Y., Suo G., Li R., Wang Q., Li J., Zhang J., Dou Z. Improved solid radiation model for thermal response in large crude oil tanks. *Energy*. 2023. Vol. 284. P. 128572. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128572>
8. Ji J., Gong C., Wan H., Gao Z., Ding L. Prediction of thermal radiation received by vertical targets based on two-dimensional flame shape from rectangular n-heptane pool fires with different aspect ratios. *Energy*. 2019. Vol. 185. P. 644–652. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.07.083>
9. Khakzad N. A methodology based on Dijkstra's algorithm and mathematical programming for optimal evacuation in process plants in the event of major tank fires. *Reliability Engineering & System Safety*. 2023. Vol. 236. P. 109291. doi: <https://doi.org/10.1016/j.res.2023.109291>
10. Sharma A., Bhushan Mishra K. Experimental set-up to measure the maximum mass burning rate of storage tank fires. *Process Safety and Environmental Protection*. 2019. Vol. 131. P. 282–291. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2019.09.001>
11. Shi C., Deng L., Ren F., Tang F. Experimental study on the flame height evolution of two adjacent hydrocarbon pool fires under transverse air flow. *Energy*. 2023. Vol. 262. P. 125520. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.125520>
12. Ahmadi O., Mortazavi S. B., Pasdarshahi H., Mohabadi H. A. Consequence analysis of large-scale pool fire in oil storage terminal based on computational fluid dynamic (CFD). *Process Safety and Environmental Protection*. 2019. Vol. 123. P. 379–389. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2019.01.006>
13. Elhelw M., El-Shobaky A., Attia A., El-Maghlany W. M. Advanced dynamic modeling study of fire and smoke of crude oil storage tanks. *Process Safety and Environmental Protection*. 2021. Vol. 146. P. 670–685. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.12.002>
14. Miao Z., Wenhua S., Ji W., Zhen C. Accident Consequence Simulation Analysis of Pool Fire in Fire Dike. *Procedia Engineering*. 2014. Vol. 84. P. 565–577. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.469>
15. He J., Yang L., Ma Y., Yang D., Li A., Huang L., Zhan Y. Simulation and application of a detecting rapid response model for the leakage of flammable liquid storage tank. *Process Safety and Environmental Protection*. 2020. Vol. 141. P. 390–401. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.04.053>
16. Басманов О. Є., Максименко М. В. Моделювання впливу пожежі на сусідній резервуар з нафтопродуктом в умовах вітру. Проблеми надзвичайних ситуацій. 2022. № 1 (35). С. 239–253. doi: <https://doi.org/10.52363/2524-0226-2022-35-18>
17. Oliinyk V., Basmanov O., Romanyuk I., Rashkevich O., Malovyk I. Building a model of heating an oil tank under the thermal influence of a spill fire. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2024. Vol. 4/10 (130). P. 21–28. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2024.309731>
18. Landucci G., Salzano E., Taveau J., Spadoni G., Cozzani V. Detailed Studies of Domino Scenarios. *Domino Effects in the Process Industries*. 2013. P. 229–243. doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-444-54323-3.00011-7>

REFERENCES

1. NAPB 05.035 – 2004. Instructions for extinguishing fires in tanks with oil and petroleum products.
2. Analytical report on fires and their consequences in Ukraine for 12 months of 2022. url: <https://indcz.dsns.gov.ua/upload/1/6/0/8/6/7/7/analychna-dovidka-pro-pojeji-122022.pdf>
3. Ding, L., Khan, F., & Ji, J. (2020). Risk-based safety measure allocation to prevent and mitigate storage fire hazards. *Process Safety and Environmental Protection*, 135, 282–293. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.01.008>
4. Deng, L., Tang, F., & Wang, X. (2021). Uncontrollable combustion characteristics of energy storage oil pool: Modelling of mass loss rate and flame merging time of annular pools. *Energy*, 224, 120181. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2021.120181>
5. Li, Y., Meng, D., Yang, L., & Shuai, J. (2022). Experimental study on the burning rate of continuously released spill fire on open surface with measurement of burning fuel thickness. *Case Studies in Thermal Engineering*, 36, 102217. doi: <https://doi.org/10.1016/j.csite.2022.102217>
6. Chen, J., Wang, D., Guo, L., Wang, Z., & Kong, D. (2022). Experimental study on flame morphology and flame radiation of pool fire sheltered by plate obstacle. *Process Safety and Environmental Protection*, 159, 243–250. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2021.12.053>

7. Yang, J., Zhang, B., Chen, L., Diao, X., Hu, Y., Suo, G., Li, R., Wang, Q., Li, J., Zhang, J., & Dou, Z. (2023). Improved solid radiation model for thermal response in large crude oil tanks. *Energy*, 284, 128572. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2023.128572>
8. Ji, J., Gong, C., Wan, H., Gao, Z., & Ding, L. (2019). Prediction of thermal radiation received by vertical targets based on two-dimensional flame shape from rectangular n-heptane pool fires with different aspect ratios. *Energy*, 185, 644–652. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.07.083>
9. Khakzad, N. (2023). A methodology based on Dijkstra's algorithm and mathematical programming for optimal evacuation in process plants in the event of major tank fires. *Reliability Engineering & System Safety*, 236, 109291. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ress.2023.109291>
10. Sharma, A., & Bhushan Mishra, K. (2019). Experimental set-up to measure the maximum mass burning rate of storage tank fires. *Process Safety and Environmental Protection*, 131, 282–291. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2019.09.001>
11. Shi, C., Deng, L., Ren, F., & Tang, F. (2023). Experimental study on the flame height evolution of two adjacent hydrocarbon pool fires under transverse air flow. *Energy*, 262, 125520. doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2022.125520>
12. Ahmadi, O., Mortazavi, S. B., Pasharshahi, H., & Mohabadi, H. A. (2019). Consequence analysis of large-scale pool fire in oil storage terminal based on computational fluid dynamic (CFD). *Process Safety and Environmental Protection*, 123, 379–389. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2019.01.006>
13. Elhelw, M., El-Shobaky, A., Attia, A., & El-Maghlany, W. M. (2021). Advanced dynamic modeling study of fire and smoke of crude oil storage tanks. *Process Safety and Environmental Protection*, 146, 670–685. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.12.002>
14. Miao, Z., Wenhua, S., Ji, W., & Zhen, C. (2014). Accident Consequence Simulation Analysis of Pool Fire in Fire Dike. *Procedia Engineering*, 84, 565–577. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2014.10.469>
15. He, J., Yang, L., Ma, Y., Yang, D., Li, A., Huang, L., & Zhan, Y. (2020). Simulation and application of a detecting rapid response model for the leakage of flammable liquid storage tank. *Process Safety and Environmental Protection*, 141, 390–401. doi: <https://doi.org/10.1016/j.psep.2020.04.053>
16. Basmanov, O., & Maksymenko, V. (2022). Modeling the thermal effect of fire to the tank in the presence of wind. *Problems of Emergency Situations*, 1 (35), 239–253. doi: <https://doi.org/10.52363/2524-0226-2022-35-18>
17. Oliinyk, V., Basmanov, O., Romanyuk, I., Rashkevich, O., & Malovyk, I. (2024). Building a model of heating an oil tank under the thermal influence of a spill fire. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 4/10 (130), 21–28. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2024.309731>
18. Landucci, G., Salzano, E., Taveau, J., Spadoni, G., & Cozzani, V. (2013). Detailed Studies of Domino Scenarios. *Domino Effects in the Process Industries*, 229–243. doi: <https://doi.org/10.1016/B978-0-444-54323-3.00011-7>

MODEL OF HEATING AN OIL TANK UNDER THE THERMAL INFLUENCE OF A FIRE IN AN ADJACENT TANK

O. Basmanov¹, D. Karpova², S. Harbuz², M. Volodchenko¹

¹*Institute of Scientific Research on Civil Protection of the National University of Civil Protection of Ukraine, Ukraine*

²*National University of Civil Protection of Ukraine, Ukraine*

KEYWORDS: ABSTRACT

tank fire, heat balance equation, radiation heat transfer, convection	The object of the study is thermal processes occurring in a vertical steel tank with oil product under the thermal influence of a fire in an adjacent tank. Heat balance equations for the tank wall and roof were constructed. They are two-dimensional partial differential equations of heat conduction that take into account radiative and convective heat transfer from the fire, the environment, the liquid in the tank, and the vapor-air mixture in gas space of the tank. This approach is possible due to the significantly smaller thickness of the tank shell compared to its linear dimensions. The view factors for different parts of the tank with the flame and between themselves were calculated. It allows determining the radiative components of heat transfer. Similitude methods were used to construct estimates of convection heat exchange coefficients for tank wall and roof. It allows to determining the convective heat transfer. The application of the finite difference method for numerically solving the system of differential equations with the corresponding boundary and initial conditions allows determining the temperature distribution along the tank shell at an arbitrary time. It is shown that the upper edge of the tank wall facing the fire side is most at risk. It takes place due to both the higher value of flame view factor and the lack of contact with the liquid inside the tank. The case of a fire in one of the tanks of the tank group of four tanks with diesel fuel was studied. It was shown that temperature of the upper edge of the adjacent tank wall located on the leeward side reaches the value of auto-ignition temperature of diesel fuel vapor in 10 minutes after the start of the fire. The temperature of the tank wall below the liquid level does not exceed 70 °C due to cooling by oil product. The temperature of tank roof is also less than critical value (about 200 °C after 10 minutes heating) due to less value of flame view factor compared to the tank wall. The proposed model can be used for determining the parts of the tank wall and roof that should be cooled. Also it allows determining the critical time for the start of water supply for cooling.
---	--