

Львівський державний університет безпеки життєдіяльності
ДЕРЖАВНА СЛУЖБА УКРАЇНИ З НАДЗВИЧАЙНИХ СИТУАЦІЙ

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

Харишин Дем'ян Васильович

УДК 614.841.12:539.377

ДИСЕРТАЦІЯ

**ВПЛИВ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ ТА ТЕПЛОФІЗИЧНИХ
ХАРАКТЕРИСТИК БЕТОНУ І МЕТАЛУ НА ВОГНЕСТІЙКІСТЬ
ТРУБОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ**

Спеціальність 21.06.02 – «Пожежна безпека»

Галузь знань – 261 «Пожежна безпека»

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на інше джерело

—  — Д. В. Харишин

Науковий керівник **Семерак Михайло Михайлович,**
доктор технічних наук, професор

Львів – 2018

АНОТАЦІЯ

Харишин Д.В. Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик бетону і металу на вогнестійкість трубобетонних конструкцій. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук (доктора філософії) за спеціальністю 21.06.02 «Пожежна безпека». – Львівський державний університет безпеки життєдіяльності ДСНС України, Львів, 2018.

Зміст анотації

Дисертація присвячена вирішенню актуальної науково-технічної задачі – розробці ефективного розрахункового методу визначення межі вогнестійкості трубобетонних конструкцій (ТБК) шляхом математичного моделювання теплових процесів та напружено–деформованого стану конструкцій за умов пожежі.

У **вступі** обґрунтовано актуальність теми дисертаційної роботи та важливість розробки розрахункового методу визначення межі вогнестійкості трубобетонних конструкцій, сформульовано ідею, мету і визначено завдання досліджень, відображено наукову новизну роботи та практичне значення отриманих результатів. Наведено відомості про апробацію та публікування основних результатів дослідження.

У **першому розділі** висвітлено результати аналізу наукової літератури щодо дослідження трубобетонних конструкцій і встановлено, що експериментальним і теоретичним дослідженням трубобетонних конструкцій присвячені роботи багатьох авторів. Аналіз робіт вітчизняних та зарубіжних учених в області трубобетону, проведених в Західній Європі, США, Китаї, Японії, показав, незначну кількість результатів досліджень поведінки ТБК за умов пожежі. В літературі також досить мало наукових публікацій, присвячених прогнозуванню межі вогнестійкості ТБК. Під час огляду також було проаналізовано найбільш поширені конструктивні типи ТБК, їх розміри та характеристики матеріалів, з яких вони виготовлені.

У другому розділі проведено математичне моделювання термонапруженого стану трубобетонних конструкцій за умов стаціонарної теплопровідності. Під час дослідження вибрано найбільш поширені конструктивні типи ТБК та розроблено математичні моделі дослідження напружено-деформованого стану ТБК за умов їх нагрівання з врахуванням їх геометричних розмірів та теплофізичних характеристик металу і бетону. Основна особливість при дослідженні ТБК полягає у тому, що теплообмін у структурі, як і відповідний йому силовий відклик, досліджуються незалежно один від іншого, тоді як задача вогнестійкості має ставитися як класична задача термопружності, що враховує взаємний вплив температурних і механічних напружень.

В двошарових конструкціях (бетон – метал) найбільші радіальні напруження, що виникають в бетоні, працюють на розтяг. В товщині зовнішньої труби виникають напруження розтягу. Напруження, що виникають на внутрішній поверхні сталеві обійми, співпадають із напруженнями у бетоні. При наближенні до зовнішньої поверхні вони зменшуються і на поверхні $r=R_2$ дорівнюють нулю. У випадку, коли коефіцієнти лінійного розширення α_i ($i=1, 2$) рівні між собою, в межах $0 \leq r \leq R_1$ максимальні напруження розтягу зменшуються на 63% при $t_c=300^\circ\text{C}$ і на 77% при $t_c=500^\circ\text{C}$; при рівних ν_i ($i=1, 2$) в межах $0 \leq r \leq R_2$ напруження зменшуються на 45% як при $t_c=300^\circ\text{C}$, так і при $t_c=500^\circ\text{C}$. Осьові напруження працюють на стиск. Максимального значення вони досягають в зовнішній оболонці і дорівнюють $\sigma_z=953$ МПа при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_z=1510$ МПа при $t_c=500^\circ\text{C}$. При рівних значеннях $\alpha_{t(1)}=\alpha_{t(2)}$ величина напружень не змінюється, а при $\nu_1=\nu_2$ напруження в металі зменшуються на 16,6%. Кільцеві напруження в області $0 \leq r \leq R_1$ є напруженнями розтягу, а в області $R_1 \leq r \leq R_2$ – напруженнями стиску, причому напруження стиску більші від напружень розтягу в бетоні в 50 разів. При рівних $\alpha_t(1)=\alpha_t(2)$ величина напружень в бетоні зменшується в 2,7 рази. При рівних $\nu_1=\nu_2$ величина напружень зменшується в 1,8 рази.

В трьохшаровій конструкції в центральному шарі виникають напруження стиску, які рівні по всьому перерізу і на поверхні спряження $r=R_1$ дорівнюють напруженням в другому шарі. Напруження в другому шарі при наближенні до

третього шару зменшуються за величиною і з області стиску переходять до області розтягу. На поверхні $r=R_2$ вони рівні напруженням в зовнішній трубі. В зовнішніх шарах біля поверхні спостерігається зменшення напружень і на поверхні $r=R_2$ вони дорівнюють нулю. При рівних значеннях $\alpha_{t(1)}=\alpha_{t(2)}=\alpha_{t(3)}$ радіальні температурні напруження зменшуються в 2,6 рази, а при рівних $\nu_1=\nu_2=\nu_3$ —зменшуються в 1,7 рази. Характер зміни кільцевих напружень в трьохшаровій конструкції подібний до характеру зміни напружень в двохшаровій. При рівності α_t і ν напруження в усіх шарах зменшуються. Осьові температурні напруження працюють на стиск. Вони є постійними в кожному шарі, а на поверхні спряження їх величина змінюється стрибкоподібно. При рівних значеннях α_t і ν величина напружень зменшується на 16%. Встановлено, що на напружено-деформований стан із температурними напруженнями в трубобетоні істотно впливають різниці коефіцієнтів лінійного температурного розширення (ТКЛР), коефіцієнтів Пуассона та модулів пружності у сталевій обоймі і у бетоні.

У третьому розділі досліджено розподіл нестационарного температурного поля за умов стандартного температурного режиму пожежі. Для розрахунку температурного розподілу у перерізі ТБК за умов впливу на неї пожежі із стандартним температурним режимом, були використані гіпотези та математичні моделі загального інженерного підходу, рекомендованого у роботах авторів і стандартах, що входять у основну базу посилань. Використаний підхід має ряд положень, наведених нижче:

1. Для аналізу теплової задачі використовується диференціальне рівняння теплопровідності із граничними умовами III роду. При цьому має бути врахований конвекційний та променевий теплообмін колони із пожежним середовищем. Враховувати також потрібно залежність від температури коефіцієнта теплопровідності, питомої теплоємності та густини.

2. Температурний вплив середовща є номінальним і визначається за стандартним температурним режимом пожежі.

3. Розрахункова область розв'язку теплотехнічної задачі включає у себе тільки бетон та сталеву обойму, оскільки арматурні стержні мають порівняно

незначні геометричні розміри у перерізі та набагато більшу теплопровідність у порівнянні з бетоном.

4. Теплофізичні характеристики бетону трубобетонної колони (ТФХ) представлені залежностями від температури, рекомендованими EN 1994–1–2: 2004 Eurocode 4.

5. Рівняння теплопровідності розв’язується чисельно шляхом використання методу кінцевих елементів (МКЕ) за допомогою комп’ютерної системи ANSYS Mechanical.

З використанням наведеної методики було проаналізовано залежність межі вогнестійкості трубобетонної колони без вогнезахисту за граничним станом втрати несучої здатності у інтервалі часу впливу пожежі із стандартним температурним режимом від 0 до 30 хв. Межа вогнестійкості за несучою здатністю для трубобетонної колони із рівнями навантаження від 0,3 до 0,9 від максимальної стискальної сили склала від 10 хв. до 24 хв. За умов настання межі вогнестійкості для трубобетонної колони були досліджені розподіли температур у її перерізі під тепловим впливом стандартного температурного режиму пожежі. В результаті було виявлено залежність межі вогнестійкості від температури нагріву сталеві оболонки, особливістю якої є співпадіння настання граничного стану із моментом прогрівання сталеві оболонки до температури 550 °C.

При дослідженні трубобетонної колони виявлена залежність між межею вогнестійкості та прикладеним рівнем навантаження. Ця залежність є близькою до лінійної. Було досліджено сценарій руйнування трубобетонної колони в умовах пожежі із стандартним режимом. Встановлено, що причиною руйнувань є утворення локальної зони деформації сталеві обойми, що призводить до місцевої втрати стійкості посередині висоти колони.

Також було визначено межі вогнестійкості трубобетонних колон із вогнезахисними системами на основі мінераловатних плит «Conlit SL150», вогнезахисної штукатурки «Натреск» та вогнезахисної фарби, що спучується «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2». Підраховано, що після застосування вогнезахисного облицювання мінераловатними плитами «Conlit SL150» та

вогнезахисної штукатурки «Натреск» клас вогнестійкості трубобетонної колони підвищується з R 15 до R 180, а після використання вогнезахисної фарби, що спучується «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» – підвищується з R 15 до R 90.

У четвертому розділі наведено методику та результати стандартних вогневих випробувань, метою яких було вивчення розподілів температур у перерізі трубобетонних колон з використанням відповідного стандарту, чинного в Україні. Випробування проводилися у сертифікованій вогневій печі.

Нагрівання у печі відбувалось за допомогою форсунок, факели яких формувались у нагрівальних каналах. Зразок для випробування являв собою трубобетонну колону круглого перерізу діаметром 325 мм і довжиною 3000 мм. Для вивчення розподілу температури у перерізі колони–зразка для випробувань у її внутрішніх шарах була встановлено необхідну кількість термопар. Температура на сталевій обоймі контролювалася на трьох рівнях. За описаною методикою були виготовлені трубобетонні колони–зразки для проведення випробувань. Однакові зразки трубобетонних колон встановлювалися у вогневу піч. При цьому нижні кінці колон для надання їм відповідної жорсткості встановлювалися на дно печі за допомогою сталевих кутників, а верхні притискалися бетонними плитами її кришки через мінераловатну термоізоляцію. Вихід нагрітих газів з простору печі блокувався за рахунок того, що щілини та отвори між конструктивними елементами печі були заповнені шарами мінеральної вати товщиною 120 мм та густиною 120 кг/м^3 . Оглядові люки заповнювалися плитами з пінобетону завтовшки 150 мм і густиною 450 кг/м^3 . Застосуванням вищевказаної методики передбачалось одночасне випробування двох однакових трубобетонних колон. Випробувані зразки були піддані візуальному огляду з метою виявлення ушкоджень унаслідок вогневої дії у печі установки для випробувань. Візуальний огляд показав, що шар бетону з торців колони був ушкоджений, на поверхні бетону спостерігалися тріщини та відколювання, що утворилися внаслідок дії тиску пари у порах бетону, а також неоднакового розширення цементного каменю та крупного заповнювача. Поверхня сталевих обойм була неушкодженою, візуальних місцевих та загальних деформацій не спостерігалось. Торцева поверхня бетону колон має сліди вологи, яка випаровувалася з неї. Крім цього, спостерігалися одиничні

воронки та каверни, які зумовлені наявними локальними дефектами бетону. З метою виявлення ділянок із пластичною деформацією було виконано вимірювання діаметру на різних ділянках сталеві обійми колон. Вимірювання виконувалися у перерізах колони. Діаметр вимірювався у трьох різних напрямках для дослідження викривлення перерізу. Для вивчення відповідності режиму у камері печі стандартному температурному режиму пожежі було проаналізовано показники термопар, розташованих у камері печі. Досліджені температурні показники усередині перерізу трубобетонних колон показали наявність на отриманих температурних кривих горизонтальної ділянки в області 100 °C і спадної гілки в області 300–350 °C. Це пояснюється впливом ендотермічних реакцій розкладання цементного каменя, а також розтріскуванням та фільтруванням водяної пари крізь пори каркасу цементного каменя.

У п'ятому розділі проведено порівняльний аналіз експериментальних та розрахункових даних з даними, отриманими у ході експерименту. Аналіз показав істотну відмінність результатів розрахунку від результатів експерименту, що пояснюється випаровуванням та фільтрацією вологи крізь пористу структуру цементного каменя, унаслідок чого відбувається суттєве охолодження поверхневих шарів бетону та сталеві обійми колони. Для формування крайової задачі теплопровідності із граничними умовами I роду було виконано розрахунки з використанням експериментальної усередненої температурної кривої нагріву сталеві обійми. В результаті розрахунків було отримано позитивну збіжність експериментальних та розрахункових даних про режим прогрівання серединної точки перерізу трубобетонної колони. Отримана у роботі методика визначення класу вогнестійкості трубобетонних конструкцій увійшла до комплексу заходів, спрямованих на продовження терміну експлуатації енергоблоків Запорізької АЕС.

Ключові слова: трубобетонні конструкції, пожежа, пожежна безпека, вогнестійкість, напружено–деформований стан, нестационарне температурне поле, теплофізичні характеристики.

SUMMARY

Haryshyn D. V. Influence of structural features and thermophysical characteristics of concrete and metal on fire-resistance of steel tube confined concrete constructions. – The manuscript.

Thesis for a candidate degree in Engineering by specialty 21.06.02 – Fire Safety. – Lviv State University of Life Safety, Lviv, 2018.

The dissertation is devoted to the solution of the actual scientific and technical problem – the development of an effective calculation method for determining the fire resistance time of steel tube confined concrete constructions (STCC) using mathematical modeling of thermal processes and stress-strain state of constructions under fire conditions.

The **introduction** deals with the relevance of the topic of dissertation. The importance of developing a calculation method for determining the fire resistance of concrete constructions has been substantiated. The idea, the purpose and defined the research tasks of the research have been formulated. The scientific novelty of the work and the practical significance of the results have been reflected. Information on approval and publication of the main results of the study has been provided.

In the **first section** the analysis of scientific literature on the research of concrete constructions has been performed. The results have shown that many scientists in Western Europe, the USA, China, Japan and other countries deal their experimental and theoretical research with steel tube confined concrete constructions. However, the data on STCC constructions testing on fire resistance still has not been obtained. The literature also lacks scientific publications on predicting the fire resistance limit of STCC constructions. The most common types of STCC constructions, their sizes and characteristics of materials have been analyzed.

In the **second section** mathematical modeling of the thermo–stressed state of STCC constructions in the conditions of stationary thermal conductivity has been carried out. During the research, the most common constructive types of STCC constructions have been selected and mathematical models for the investigation of the

stress–strain state of STCC constructions under conditions of their heating, taking into account their geometric sizes and their thermophysical characteristics, have been developed. The temperature stresses that arise in the STCC constructions can be studied independently of mechanical stresses, because, due to the linearity of the thermoelastic equations, the full values of stresses are obtained by adding temperature and mechanical stresses.

In two-layered structures (concrete–metal), the largest radial stresses that occur in concrete, are stretching. Stretching stresses also arise through-the-thickness of the outer tube. On the inner surface they are equal to the stresses in concrete. As the outer surface nears, they decrease and on the surface $r = R_2$ are equal to zero. When the linear expansion coefficients α_t ($i = 1, 2$) are equal, within the limits of $0 \leq r \leq R_1$ the maximum tensile stress is reduced by 63% at $t_c = 300^\circ\text{C}$ and by 77% at $t_c = 500^\circ\text{C}$. When the Poisson ratios ν_i ($i = 1, 2$) are equal, within $0 \leq r \leq R_2$ the stresses are reduced by 45% both at $t_c = 300^\circ\text{C}$ and at $t_c = 500^\circ\text{C}$. Axial stresses are compressive. They reach the maximum value in the outer tube and are equal $\sigma_z = 953 \text{ MPa}$ at $t_c = 300^\circ\text{C}$ and $\sigma_z = 1510 \text{ MPa}$ at $t_c = 500^\circ\text{C}$. When $\alpha_{t(1)} = \alpha_{t(2)}$, the stress does not change, and when $\nu_1 = \nu_2$ the stress in the metal decreases by 16.6%. Radial stresses within the limits $0 \leq r \leq R_1$ are tensile, and within the limits $R_1 \leq r \leq R_2$ are compressive stresses. However the compressive stresses are greater by 50 times than the tensile stresses in concrete. When $\alpha_{t(1)} = \alpha_{t(2)}$, the stresses in concrete decrease by 2.7 times. When $\nu_1 = \nu_2$, the stresses decrease by 1.8 times.

In a three–layer construction compressive stresses arise in the central layer. These stresses are equal with the stresses in the second layer throughout the cross-section on the coupling surface ($r = R_1$). The stresses in the second layer decrease as the third layer nears and the compression goes over into stretching. On the surface $r = R_2$ they are equal with the stresses in the outer tube. As the outer surface nears, they decrease and on the surface $r = R_2$ are equal to zero. At equal values of α_t ($\alpha_{t(1)} = \alpha_{t(2)} = \alpha_{t(3)}$), the radial temperature stresses decrease by 2.6 times, and at equal values of ν_i ($\nu_1 = \nu_2 = \nu_3$) – decrease by 1.7 times. The nature of the ring stresses change in a three–layer construction is similar to the nature of the ring stresses change in the

two-layer construction. When α_t and ν are equal, the stresses in all layers decrease. The axial temperature stresses are compressive. They are constant in each layer, and on the coupling surface stresses changes are jump-like. When α_t and ν are equal, the stresses decrease by 16%. The temperature stresses in the tube are influenced by the difference between thermal coefficients of linear expansion (TCLR), modulus of elasticity and the Poisson ratios of concrete and steel.

In the **third section** the distribution of the non-stationary temperature field under the conditions of the standard temperature mode of the fire has been investigated. A generalized engineering approach, recommended in the works of many authors and calculation standards have been applied to calculate the temperature distributions in the STCC construction in the conditions of standard temperature mode. The proposed approach is based on the following key provisions:

1. The heat equation with Newton's boundary condition is used. Convection and radiation heat exchange with the environment must be taken into account.
2. The temperature of the environment must correspond to the standard temperature mode of the fire.
3. The calculation area of the heat engineering problem includes only concrete and steel casing (tube), since the reinforcing bars have very small geometric sizes in the cross-section and high thermal conductivity in comparison with the concrete.
4. Concrete of STCC pillar has thermophysical characteristics, which are represented by temperature dependences according to Eurocode 4 EN 1994-1-2: 2004.
5. The heat equation must be approximated using the finite-element method using the ANSYS Mechanical computer system.

According to this technique, the fire resistance limit of a STCC pillar without fire protection for the bearing capacity has been determined at the interval time from 0 to 30 minutes. The greatest fire resistance limit for bearing capacity of the pillar with load levels from 0,3 to 0,9 from the maximum compressive force has accounted from 10 to 24 minutes. After reaching the fire resistance limit temperature distributions in the cross-section of the STCC pillar have been investigated. The

dependence of fire resistance limit on the temperature of the steel tube has been found. The fire resistance limit has been usually reached after the steel tube had been heated to a temperature of 550 °C.

During the study of the STCC pillar, the relationship between the fire resistance limit and the applied load level has been detected. This dependence is close to linear. The scenario of the STTC pillar destruction during the fire with the standard temperature mode has been investigated. The destruction has been caused by the formation of a local deformation zone of a steel tube. Deformation has led to the local loss of stability in the middle of the pillar height. The fire resistance limits of the pillar with fire protection systems on the basis of mineral wool slabs “Conlit SL150”, fireproof plaster “Natresk” and flame retardant paint “PYRO–SAFE FLAMOPLAST SP–A2” have been researched. The use of fire protection systems based on mineral wool slabs «Conlit SL150» and fireproof plaster «Natresk» has increased the fire resistance limit of the STCC pillar from R 15 to R 180. The fire protection system based on the flame retardant paint, «PYRO–SAF FLAMOPLAST SP–A2» has increased the fire resistance limit from R 15 to R 90.

In the **fourth section** the methodology and results of standard fire tests have been presented. The tests have been aimed on studying the temperature distributions in the cross-sections of STCC pillars using the corresponding standard of Ukraine. The tests have been carried out in a certified fire furnace.

The heating in this furnace has been carried out using nozzles, the torches of which have been formed in the heating channels. A STCC pillar fragment of round section with a diameter of 325 mm and a length of 3000 mm has been used as the test sample. To study the temperature distribution in the sample, the required number of thermocouples has been installed in its inner layers. The temperature on the steel tube has been controlled at three levels. Two identical samples were installed in the furnace. The lower ends of the samples have been installed on the bottom of the furnace with the help of steel angles. That has been made to provide them with appropriate rigidity. The upper ends have been pressed with concrete slabs of the cover of the furnace through mineral wool insulation. To prevent the release of hot

gases from the furnace, the slits and holes between the cover and the walls have been insulated with a layer of mineral wool with the thickness of 120 mm and density of 120 kg/m^3 . The inspection hatches have been covered with foam concrete slabs with a thickness of 150 mm and a density of 450 kg/m^3 . The tested samples have been subjected to a visual inspection in order to detect damages. The visual inspection has showed that the concrete layer from the ends of the pillars had been damaged. Cracking had occurred due to the vapor pressure in the concrete pores, as well as the uneven expansion of the cement stone. The surface of the steel rails has been intact, visual local and general deformations have not been observed. The traces of evaporated moisture on the concrete surface of the pillars have been revealed. In addition, single funnels and cavities caused by local defects in concrete have been observed. In order to detect plots with plastic deformation, measurements of diameter at different sections of steel tube have been performed. The diameter has been measured in three different directions to study the curvature of the cross-section. The indicators of the thermocouples located in the furnace chamber have been analyzed to study the correspondence of the temperature in the furnace chamber to the standard temperature mode of the fire. The temperature indices have shown horizontal sections in the zone of 100°C and decreasing branches in the zone of $300\text{--}350^\circ\text{C}$. These aspects can be explained by the influence of endothermic reactions of cement stone decomposition, as well as cracking and filtering of water vapor through the pores of the cement stone.

In the **fifth section** a comparative analysis of experimental and calculated data has been conducted. It has shown a significant difference in the results of the calculation from the results of the experiment. The difference can be explained by the evaporation of moisture through the pores of the cement stone, resulting in substantial cooling the surface layers of the concrete and the steel tube. Calculations using the experimental average temperature heating curve of steel tube have been performed. These calculations have allowed the formulation of the Neumann problem. The Neumann problem has provided an opportunity to obtain the positive convergence of experimental and calculated data on the heating mode of the midpoint of the STCC

pillar. The developed methodology for determining the fire resistance class of STCC structures has been included in the complex of measures for extending the life of the power units of the Zaporizhzhya NPP.

Keywords: steel tube confined concrete constructions, fire, fire safety, fire resistance, stress-strained state, non-stationary temperature field, thermophysical characteristics.

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Наукові статті у національних фахових виданнях

1. Семерак, М. М. Напружено–деформований стан трубобетонних елементів за умов нагрівання [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – Львів, 2016. – №29. – С. 136–141.

2. Семерак, М. М. Вплив фізико-механічних характеристик металу і бетону на термонапружений стан трубобетонних колон за умов нагріву [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вісник ЛДУБЖД. – Львів, 2017. – № 15. – С. 165-172.

3. Семерак, М. М. Математична модель процесу нагрівання трубобетонних колон за умов пожежі [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин, [та ін.] // Пожежна безпека : зб. наук. праць. – Львів, 2017. – №30. – С. 148–158.

4. Семерак, М. М. Напружено–деформований стан трубобетонної колони в умовах термосилового впливу пожежі [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – 2017. – №31. С. 115–124.

Наукові статті в іноземних виданнях

1. Семерак, М. М. Математическое моделирование температурного поля в строительных конструкциях при пожаре с горением углеводородов [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вестник Кокшетауского технического

института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2016 – №4 (24). – С. 46–51.

2. Семерак, М. М. Огнестойкость трубобетонных колон защищенных огнезащитными материалами [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харьшин // Вестник Кокшетауского технического института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2017 – №4 (28). – С. 42–50.

Матеріали та тези конференцій

1. Харишин, Д. В. Вогнестійкість бетонних конструкцій [Текст] / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Сучасний стан цивільного захисту України: перспективи та шляхи до Європейського простору: матеріали 18 Всеукраїнської науково-практичної конференції рятувальників – К., 2016. – С. 306–308.

2. Харишин, Д. В. Напружено – деформований стан трубобетонних елементів за умов нагріву [Текст] / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Пожежна та техногенна безпека. Теорія, практика, інновації: матеріали міжнародної науково-практичної конференції. – Львів : ЛДУ БЖД, 2016. – С. 519–521.

3. Семерак, М. М. Температурні напруження в двошарових трубобетонних колонах [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали VIII Міжнародної науково-практичної конференції. – Черкаси, 2017. – С. 240–241.

4. Харишин, Д. В. Поведінка трубобетонних колон за умов пожежі [Текст] / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Проблеми та перспективи розвитку системи безпеки життєдіяльності: матеріали 12 Міжнародної науково-практичної конференції молодих вчених, курсантів та студентів. – Львів: ЛДУ БЖД, 2017. – С. 82–83.

5. Харьшин, Д. В. Температурные напряжения в трубобетонных конструкциях в условиях пожара [Текст] / Д. В. Харьшин, М. М. Семерак // Обеспечение безопасности жизнедеятельности: проблемы и перспективы: сборник материалов XI Международной научно-практической конференции

молодых ученых курсантов (студентов), слушателей магистратуры и адъюнктов (аспирантов). – Минск, 2017 – С. 95–96.

6. Семерак, М. М. Трубобетонні колони з вогнезахисним покриттям та їх поведінка в умовах пожежі [Текст] / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали IX Міжнародної науково–практичної конференції. – Черкаси, 2018. – С. 204–206.

PUBLICATIONS LIST OF THE POSTGRADUATE

Scientific articles published in domestic scientific journals

1. Semerak, M. M. Napruzhenno–deformovanyy stan trubobetonnykh elementiv za umov nahrivannya / M. M. Semerak, D. V. Haryshyn // Pozhezhna bezpeka: zb. nauk. prats'. – L'viv, 2016. – №29. – S. 136–141.

2. Semerak, M. M. Vplyv fizyko-mekhanichnykh kharakterystyk metalu i betonu na termonapruzhenyy stan trubobetonnykh kolon za umov nahrivu / M. M. Semerak, D. V. Haryshyn // Visnyk LDUBZHD. – L'viv, 2017. – № 15. – S. 165-172.

3. Semerak, M. M. Matematychna model' protsesu nahrivannya trubobetonnykh kolon za umov pozhezhi / M. M. Semerak, O. V. Nekora, D. V. Haryshyn, [ta in.] // Pozhezhna bezpeka : zb. nauk. prats'. – L'viv, 2017. – №30. – S. 148–158.

4. Semerak, M. M. Napruzhenno–deformovanyy stan trubobetonnoyi kolony v umovakh termosylovoho vplyvu pozhezhi / M. M. Semerak, O. V. Nekora, D. V. Haryshyn // Pozhezhna bezpeka: zb. nauk. prats'. – 2017. – №31. S. 115–124.

Scientific articles published in foreign scientific journals

5. Semerak, M. M. Matematicheskoye modelirovaniye temperaturnogo polya v stroitel'nykh konstruktsiyakh pri pozhare s goreniyem uglevodorodov / M. M. Semerak, D. V. Haryshyn // Vestnik Kokshetauskogo tekhnicheskogo instituta

komiteta po cherezvychaynym situatsiyam MVD Respubliki Kazakhstan. – 2016 – №4 (24). – S. 46–51.

6. Semerak, M. M. Ognestoykost' trubobetonnykh kolon zashchishchennykh ognезashchitnymi materialami / M. M. Semerak, O. V. Nekora, D. V. Haryshyn // Vestnik Kokshetauskogo tekhnicheskogo instituta komiteta po cherezvychaynym situatsiyam MVD Respubliki Kazakhstan. – 2017 – №4 (28). – S. 42–50.

Materials of conferences

7. Haryshyn, D. V. Vohnestiykist' betonnykh konstruktsiy / D. V. Haryshyn, V. M. Baytala // Suchasnyy stan tsyvil'noho zakhystu Ukrayiny: perspektyvy ta shlyakhy do Yevropeys'koho prostoru: materialy 18 Vseukrayins'koyi naukovo-praktychnoyi konferentsiyi ryatuval'nykiv – K., 2016. – S. 306–308.

8. Haryshyn, D. V. Napruzhenno – deformovanyy stan trubobetonnykh elementiv za umov nahrivu / D. V. Haryshyn, V. M. Baytala // Pozhezhna ta tekhnohenna bezpeka. Teoriya, praktyka, innovatsiyi: materialy mizhnarodnoyi naukovo–praktychnoyi konferentsiyi. – L'viv : LDU BZHD, 2016. – S. 519–521.

9. Semerak, M. M. Temperaturni napruzhennya v dvosharovykh trubobetonnykh kolonakh / M. M. Semerak, D. V. Haryshyn, V. M. Baytala // Teoriya i praktyka hasinnya pozhezh ta likvidatsiyi nadzvychaynykh sytuatsiy: materialy VIII Mizhnarodnoyi naukovo–praktychnoyi konferentsiyi. – Cherkasy, 2017. – S. 240–241.

10. Haryshyn, D. V. Povedinka trubobetonnykh kolon za umov pozhezhi / D. V. Haryshyn, M. M. Semerak // Problemy ta perspektyvy rozvytku systemy bezpeky zhyttyediyal'nosti: materialy 12 Mizhnarodnoyi naukovo–praktychnoyi konferentsiyi molodykh vchenykh, kursantiv ta studentiv. – L'viv: LDU BZHD, 2017. – S. 82–83.

11. Haryshyn, D. V. Temperaturnye napryazheniya v trubobetonnykh konstruktsyyakh v uslovyyakh pozhara / D. V. Haryshyn, M. M. Semerak // Obespechenye bezopasnosty zhyznedeyatel'nosti: problemy y perspektyvy: sbornyk materyalov XI Mezhdunarodnoy nauchno–praktycheskoy konferentsyy molodykh uchenykh kursantov (studentov), slushateley mahystratury y ad'yunktov (aspyrantov). – Mynsk, 2017 – S. 95–96.

12. Semerak, M. M. Trubobetonni kolony z vohnezakhysnym pokryttyam ta yikh povedinka v umovakh pozhezhi / D. V. Haryshyn, M. M. Semerak // Teoriya i praktyka hasinnya pozhezh ta likvidatsiyi nadzvy chaynykh situatsiy: materialy IX Mizhnarodnoyi naukovo–praktychnoyi konferentsiyi. – Cherkasy, 2018. – S. 204–206.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ	21
ВСТУП.....	22
Розділ 1. АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ВОГНЕСТІЙКОСТІ ТРУБОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ І МЕТОДІВ ЇЇ ОЦІНЮВАННЯ.....	29
1.1. Аналіз масивів карток обліку виникнення пожеж у будівлях та спорудах.....	30
1.2. Загальна характеристика труобетонних конструкцій	33
1.2.1. Використання труобетонних конструкцій в сучасному будівництві	33
1.2.2. Конструктивні форми та геометричні розміри труобетонних конструкцій.....	35
1.2.3. Основні переваги труобетонних конструкцій.....	37
1.3. Аналіз поведінки труобетонних конструкцій за умов пожежі	40
1.4. Експериментальні методи дослідження вогнестійкості.....	42
1.5. Ідея роботи, мета і задачі досліджень	45
РОЗДІЛ 2. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕРМОНАПРУЖЕНОГО СТАНУ БАГАТОШАРОВИХ (ТРУБОБЕТОННИХ) КОНСТРУКЦІЙ ЗА УМОВ НАГРІВАННЯ ($T=CONST$)	47
2.1. Математичне моделювання температурного поля в будівельних конструкціях при пожежі.....	48
2.2. Математичне моделювання напружено–деформованого стану двошарових конструкцій	49
2.2.1. Моделювання та дослідження напружено–деформованого стану ТБК (сталева обойма–бетонне ядро).....	50
2.2.2. Моделювання та дослідження напружено–деформованого стану ТБК (сталева обойма–бетонне ядро–отвір)	58

2.3. Математичне моделювання напружено–деформованого стану тріохшарових конструкцій	64
2.3.1. Математичне моделювання напружено–деформованого стану трубобетонної конструкції (арматура–бетон–обойма)	65
2.4. Висновки за розділом	70
РОЗДІЛ 3. МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПОВЕДІНКИ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН В УМОВАХ ПОЖЕЖІ	
3.1. Розрахунок розподілів температур у трубобетонній колоні	72
3.1.1. Розрахункова схема трубобетонної колоні	72
3.1.2. Математична модель теплопровідності у трубобетонній колоні при впливі стандартного температурного режиму пожежі	74
3.1.3. Чисельний метод розв'язку задачі теплопровідності	79
3.1.4. Кінцево–елементна схема ТБК для теплотехнічного розрахунку	82
3.1.5. Результати розв'язку теплотехнічної задачі для трубобетонної колоні при впливі стандартного температурного режиму пожежі	83
3.2. Чисельне дослідження напружено–деформованого стану ТБК в умовах термосилового впливу пожежі	85
3.2.1. Математична модель напружено–деформованого стану у трубобетонній колоні в умовах термосилового впливу пожежі	85
3.2.2. Математичні моделі напружено–деформованого стану у трубобетонній колоні і їх чисельна реалізація	86
3.2.3. Кінцево–елементна схема трубобетонної колоні та методика розрахунку її несучої здатності в умовах пожежі	92
3.2.4. Результати розрахунку напружено–деформованого стану ТБК в умовах пожежі	94
3.3. Технічні характеристики вогнезахисних систем	101
3.3.1. Технічний опис пропонованих вогнезахисних систем	101
3.3.2. Теплофізичні характеристики матеріалів вогнезахисних систем	103
3.3.3. Кінцево–елементні схеми для розв'язку теплотехнічної задачі для трубобетонних колон із вогнезахистом	104

3.3.4. Результати розв'язку задачі теплопровідності для трубобетонних колон із вогнезахисними системами в умовах пожежі	105
3.4. Висновки за розділом	111
РОЗДІЛ 4. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОГРІВУ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН ПРИ ДІЇ НА НИХ ПОЖЕЖІ ІЗ СТАНДАРТНИМ ТЕМПЕРАТУРНИМ РЕЖИМОМ	
4.1. Експериментальне обладнання	112
4.2. Методика виготовлення та формування трубобетонних колон-зразків для випробування	116
4.3. Методика вогневих випробувань трубобетонних колон	121
4.3.1. Методика підготовки обладнання та зразків до випробувань	121
4.3.2. Методика здійснення вогневих випробувань	122
4.4. Результати вогневих випробувань трубобетонних колон	125
4.5. Висновки за розділом	133
РОЗДІЛ 5. МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ВОГНЕЗАХИСНИХ СИСТЕМ ДЛЯ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН КРУГЛОГО ПЕРЕРІЗУ	
5.1. Дослідження залежності вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу від температури нагріву зовнішньої обойми	135
5.2. Розрахункова методика оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу	138
5.3. Висновки за розділом	142
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ.....	144
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	146
ДОДАТКИ	158
ДОДАТОК А. Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про апробацію результатів дисертації.....	159
ДОДАТОК Б. Акти впровадження результатів дисертаційної роботи	162

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ

ТБК	Трубобетонні конструкції
ТФХ	Теплофізичні характеристики
МКЕ	Метод кінцевих елементів
ТКЛР	Температурний коефіцієнт лінійного розширення
НДС	Напружено–деформований стан
ГУ	Граничні умови

ВСТУП

Актуальність теми. За останні 50 років у світовій практиці будівництва зросла тенденція до зведення висотних каркасних будівель на основі трубобетонних конструкцій.

Головним фактором безпеки під час проектування, будівництва чи експлуатації будинків та споруд залишається їх вогнестійкість. Сучасне будівництво зіштовхнулось з такими проблемами як трудоемкість чи неможливість проведення вогневих випробувань та складність теоретичного визначення меж вогнестійкості сучасних залізобетонних конструкцій. Сучасні лабораторії не завжди мають досконалу випробувальну базу, яка могла б у повній мірі відтворювати впливи на трубобетонні колони, що виникають при пожежі. Крім цього, експериментальний підхід є трудомістким та вартісним у порівнянні із розрахунковими методами.

Традиційні методи чисельного дослідження вогнестійкості багатошарових конструкцій ґрунтуються на дослідженні її за втратою міцності та цілісності в умовах стандартного температурного режиму пожежі. Ці методи ефективно можна застосовувати для певного кола технічних задач, оскільки механізм руйнування багатошарових конструкцій залежить від температурних переміщень та напружено-деформованого стану в умовах реальної пожежі.

Таким чином, створення інженерного методу розрахунку межі вогнестійкості багатошарових будівельних конструкцій є актуальною науково-технічною задачею сьогодення.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.

Роботу було виконано відповідно до Концепції Державної цільової соціальної програми забезпечення пожежної безпеки на 2012–2015 р.р., схваленої розпорядженням Кабінету Міністрів України від 29.12.2010 року № 2348; Державної цільової соціальної програми забезпечення пожежної безпеки на 2012–2015 р.р., затвердженої постановою Кабінету Міністрів України від 27.06.2012 № 590 та в рамках виконання науково-дослідної роботи у Львівському державному університеті безпеки життєдіяльності за науково-

дослідною темою «Вогнестійкість трубобетонних конструкцій циліндричної форми за умов пожежі» (номер державної реєстрації 0117U007291) та «Аналіз пожежної небезпеки машинного залу за умови викиду водню з корпусу турбоагрегату енергоблоку №2 ВП ЗАЕС» (0116U003475), у яких дисертант був виконавцем.

Ідея роботи полягає у забезпеченні нормованої межі вогнестійкості трубобетонних колон шляхом застосування удосконаленого розрахункового методу оцінювання класу їх вогнестійкості, заснованого на виявлених залежностях між критичною температурою нагрівання сталевих обойми та рівнем навантаження за результатами моделювання з використанням методу кінцевих елементів.

Мета роботи. Метою дисертаційної роботи є розкриття закономірностей залежності межі вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу від їх геометричних характеристик та діючого механічного навантаження в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі як підґрунтя удосконалення спрощеного розрахункового методу її оцінювання.

Завдання дослідження. Для досягнення поставленої мети необхідно розв'язати такі завдання:

- провести аналіз сучасного стану забезпечення і методів оцінювання вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу та виявити шляхи їх удосконалення;
- розробити методику і провести математичне моделювання поведінки трубобетонних колон із вогнезахистом та без нього за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі;
- розробити методику і провести експериментальні дослідження поведінки трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі;
- провести перевірку адекватності результатів математичного моделювання процесів деформації і руйнування з втратою вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу шляхом порівняння з даними експериментальних досліджень;

– побудувати математичну модель, та удосконалити на її основі спрощений розрахунковий метод для визначення класу їх вогнестійкості з урахуванням виявленої залежності межі критичної температури сталевих об'єктів, трубобетонних колон круглого перерізу від їх геометричних параметрів, параметрів вогнезахисних систем і механічного навантаження;

– перевірити достовірність результатів удосконаленого спрощеного методу оцінювання класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу.

Об'єкт досліджень – процеси деформації, руйнування з втратою вогнестійкості, що відбуваються у трубобетонних колонах круглого перерізу в умовах впливу на них стандартного температурного режиму пожежі.

Предмет досліджень – закономірності змін значення межі вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу в залежності від величини температури нагрівання, геометричних параметрів, параметрів вогнезахисних систем і механічного навантаження в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі.

Методи дослідження. В роботі було використано комплексний метод дослідження, який включав аналіз і узагальнення науково-технічних досягнень за напрямом вогнестійкості будівельних конструкцій. Для досягнення поставленої мети і вирішення завдань теоретичних досліджень напружено-деформованого стану трубобетонних конструкцій використано теорію термопружності. Дослідження температурного поля вздовж радіуса поперечного перерізу колон базуються на рівняннях теорії нестационарної теплопровідності, чисельних методах з використанням методу кінцевих елементів, як одного з інструментів спеціальних програмних комплексів. Комп'ютерне моделювання стану трубобетонних будівельних конструкцій в умовах впливу високих температур здійснювалось із використанням комп'ютерного програмного забезпечення Ansys.

Для виконання експериментальних досліджень використовували метрологічно-атестоване обладнання та повірені засоби вимірювання. Результати

теоретичних досліджень порівнювались із результатами експериментів аналогічних колон у спеціалізованій випробувальній лабораторії.

Наукова новизна отриманих результатів – полягає у розкритті особливостей впливу величини температури нагріву трубобетонних конструкцій, геометричних розмірів та фізико-механічних характеристик металу і бетону на напружено-деформований стан за умов пожежі. При цьому:

- *уперше* шляхом математичного моделювання напружено-деформованого стану з використанням рівнянь термопружності розроблено математичну модель визначення та дослідження напружено-деформованого стану трубобетонних конструкцій за умов пожежі. Розглянуто можливі варіанти компонування трубобетонних конструкцій та умов їх встановлення на об'єкті;

- *уперше* виявлено закономірність залежності критичної температури, при якій настає втрата несучої здатності трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі, від рівня її навантаження, що має вигляд регресійної поліноміальної залежності.

- *набуло подальшого розвитку* чисельне моделювання вогнестійкості трубобетонних конструкцій за умов стандартного температурного режиму пожежі.

- *удосконалено метод* розрахункової оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу із вогнезахистом та без нього за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі.

Практичне значення одержаних результатів. Практична цінність дисертаційних досліджень полягає у розробці удосконаленого розрахункового методу оцінювання вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу в умовах теплового впливу пожежі із стандартним температурним режимом, що дозволяє встановити проектні розміри для забезпечення необхідного класу вогнестійкості та проектні параметри вогнезахисних систем. Це дозволяє уникнути матеріальних та трудових затрат на проведення вогневих випробувань або здійснення великого обсягу розрахунків при використанні уточнених розрахункових методів. Удосконалений спрощений розрахунковий метод

оцінювання вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу може доповнити нормативні документи, що регламентують розрахункові методи оцінки вогнестійкості сталезалізобетонних конструкцій.

Розроблені методики впроваджені в навчальний процес ЛДУБЖД при викладанні дисциплін "Будівельні матеріали та конструкції і їх поведінка в умовах пожежі", "Несуча здатність конструкцій в умовах пожежі" а також у виробничій діяльності Львівської філії ТзОВ «Укртехнобез» та під час проведення науково-дослідної роботи «Аналіз пожежної небезпеки машинного залу за умови викиду водню з корпусу турбоагрегату енергоблоку №2 ВП ЗАЕС».

Особистий внесок здобувача полягає у здійсненні самостійного аналізу літератури, формулюванні мети і завдань досліджень, обґрунтуванні послідовності основних досліджень та виборі методик для їх проведення, у плануванні і безпосередньому проведенні лабораторних випробувань з узагальненням одержаних результатів. Особистий внесок у наукових працях, опублікованих за співавторства, відображено в авторефераті та анотації дисертації, зокрема:

[1] – здобувач розробив методику досліджень напружено-деформованого стану в двохшарових циліндричних конструкціях за умов нагріву. Розробив алгоритм та дослідив величину напружень в залежності від розмірів конструкцій та теплофізичних характеристик бетону і металу. Керівнику належить постановка задачі.

[2] – здобувачу належить постановка задачі, алгоритм розрахунку та аналіз результатів.

[3] – здобувачу належить аналіз публікацій за темою дослідження, методика розв’язку диференціальних рівнянь, розробка алгоритму досліджень, аналіз результатів та формування висновків. Керівнику належить постановка задачі.

[4] – здобувач спільно з керівником провели постановку задачі. Здобувач сформулював граничні умови нагріву, здійснив аналіз вогнезахисних матеріалів, адаптував чисельні методи використання розрахунків

температурного поля конструкцій з вогнезахисними покриттями, а також проаналізував отримані результати та сформулював висновки.

[5] – здобувачем розроблено методику, яка враховує інтенсивність теплової дії на колону. Розглянуто температурну криву та модифіковану температурну криву. Розв’язано диференціальне рівняння теплопровідності при заданих інтенсивностях теплової дії. Проведено розрахунки та здійснено аналіз отриманих результатів.

[6] – здобувач розробив методику дослідження вогнестійкості трубобетонних конструкцій, захищених вогнезахисними матеріалами.

[7] – здобувачем створено математичну модель та визначено розподіл температурних напружень за часу в перерізі бетонної конструкції.

[8] – здобувачем досліджено вплив фізиком-механічних характеристик бетону та металу на виникнення температурних напружень в трубобетонних колонах за умов нагріву.

[9] – здобувачем досліджено розподіл радіальних та кільцевих температурних напружень в поперечному перерізі трубобетонних колон із сталевими обоймами, заповненими бетоном, при наявності отвору та при його відсутності.

[10] – здобувачем досліджено зміну величини радіальних температурних напружень в трьохшаровій трубобетонній колоні.

[11] – здобувачем розроблено модель та вивчено залежність величини радіальних та кільцевих температурних напружень на поверхні спряження бетону і металу від товщини стінки.

[12] – здобувачем спільно з керівником здійснено математичне моделювання розподілу нестационарних температурних полів за товщиною трубобетонних колон із вогнезахисними системами різних видів та виконано порівняльний аналіз отриманих результатів.

Співавтори вказаних робіт за даними дослідженнями дисертації не захищали. Всі основні результати дисертаційного дослідження отримані

автором самостійно. Керівник роботи і здобувач спільно зробили постановки задач і загальні висновки.

Апробація результатів дисертації. Основні результати дисертаційної роботи доповідались та обговорювались на 6 всеукраїнських та міжнародних науково–практичних та науково–технічних конференціях, зокрема:

- 17 Всеукраїнській науково–практичній конференції рятувальників "Сучасний стан цивільного захисту України: перспективи та шляхи до Європейського простору" – (Київ, 2015 р.);

- 18 Всеукраїнській науково–практичній конференції рятувальників "Сучасний стан цивільного захисту України: перспективи та шляхи до Європейського простору" – (Київ, 2015 р.);

- Міжнародній науково–практичній конференції "Пожежна та техногенна безпека. Теорія, практика, інновації" – (Львів, 2016 р.);

- VIII Міжнародній науково–практичній конференції. «Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій» – (Черкаси, 2017 р.);

- XI Міжнародній науково–практичній конференції молодих вчених курсантів (студентів), слухачів магістратури та ад'юнктів (аспірантів) – (Мінськ. – 2017 р.);

- IX Міжнародній науково–практичній конференції «Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій» – (Черкаси, 2018 р.).

Публікації. За результатами дисертаційної роботи було опубліковано 12 наукових праць, в тому числі 6 статей у фахових наукових виданнях, 2 з яких – у закордонних виданнях. Отримані результати апробовано на 6 міжнародних та всеукраїнських науково-практичних конференціях.

Структура та обсяг дисертації. Дисертаційна робота складається з титульного аркуша, анотації, змісту, переліку умовних скорочень, вступу, п'яти розділів, висновків, списку використаних джерел із 117 найменувань на 12 сторінках; 2 додатків на 8 сторінках. Основна частина дисертації займає 124 сторінки та містить 85 рисунків і 21 таблицю. Загальний обсяг роботи – 165 сторінок.

РОЗДІЛ 1

АНАЛІЗ СУЧАСНОГО СТАНУ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ВОГНЕСТІЙКОСТІ ТРУБОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ І МЕТОДІВ ЇЇ ОЦІНЮВАННЯ

Проблема застосування ефективних несучих елементів стає все більш актуальною у зв'язку із тенденцією до інтенсифікації зведення висотних будівель і споруд [18, 19]. На фоні цього вживаються заходи із зниження ваги будівель, зменшення обсягу будівельних конструкцій та загальних витрат. Це вимагає застосування стержнів у вигляді стійок і колон, які будуть здатні витримувати значні зусилля при малих поперечних перерізах [32].

Одним із рішень цієї проблеми є застосування будівельних конструкцій з трубобетону [29, 37, 39]. Однак, незважаючи на сучасні підходи та способи підвищення рівня пожежної безпеки будівель та споруд, кількість пожеж, а особливо величина збитків від них щорічно зростають. При цьому величина матеріальних збитків безпосередньо залежить від інтервалу часу з моменту виникнення пожежі до втрати вогнестійкості конструкції. Забезпечити максимальну безпеку будівель та знизити обсяг матеріальних втрат наряду з кількістю жертв на пожежах можливо, правильно розрахувавши межі вогнестійкості будівельних конструкцій під час проектування будівель та споруд є [25].

Основна база посилань у області поведінки трубо бетону за умов різних впливів містить роботи вітчизняних та зарубіжних дослідників, які проведені в різних країнах. Експериментальним і теоретичним дослідженням трубобетонних конструкцій присвячені роботи О. А. Долженка, А. І. Кікіна, С. В. Поздєєва, Р. С. Санжаровського, А. А. Сахарова, М. М. Семерака, Л. І. Стороженка, В. М. Сурдіна, Т. М. Шналя та багатьох інших науковців.

Огляд науково-дослідних робіт у даній галузі показав, що широке застосування трубобетонних конструкцій стримується відсутністю нормативних документів щодо їх проектування і розрахунку. Незважаючи на досить ґрунтовні дослідження в цій області [14, 36, 7, 85], потрібно визнати, що

досі відсутні надійні і прийнятні для практичного використання розрахункові моделі трубобетонного перерізу в граничному стані, які б адекватно відображали його специфічні особливості. Це й не дивно, беручи до уваги численні труднощі, обумовлені складністю системи ядро-оболонка, що працює в умовах об'ємного стиснення [109] і складністю математичного описання реальної картини перерозподілу зусиль між частинами систем, що представляють трубо бетонні конструкції у різних умовах. Це зумовлює актуальність подальших досліджень в цій галузі, а зокрема необхідними, корисними, актуальними і перспективними є дослідження вогнестійкості трубо бетонних колон [46, 83, 84, 90]. З 1980 року, переважно в Академії будівельних наук Китаю, проводилися масштабні експериментально-теоретичні дослідження трубобетонних колон зі звичайних та високоміцних бетонів і удосконалювалися методи їх розрахунку [93, 102]. На основі проведених досліджень та досвіду будівництва було складено і у 1991 р опубліковано національну «Інструкцію з проектування та зведення трубобетонних конструкцій (CECS 28:90)», для бетону міцністю на стиск 30–60 МПа, а у 1999 р видано «Технічну інструкцію з високоміцних бетонних конструкцій» (CECS 104: 99) для бетону міцністю на стиск до 80 МПа, в яку включено окрему главу «трубобетонні колони» [113]. Найбільш широко в останні десятиліття трубобетон почав застосовуватися в КНР, де розроблена нормативна база його масового використання в будівництві. Значною мірою ця база запозичена з досвіду США, Японії, Великобританії, Німеччини та Австралії. І хоча вся ідеологія зведення трубо-сталебетонних конструкцій базується на наукових роботах українських, російських та білоруських інженерів і вчених, в Україні стандарти і технічні умови для їх застосування відсутні [49, 110, 113, 114].

1.1. Аналіз масивів карток обліку виникнення пожеж у будівлях та спорудах

Аналіз масиву карток обліку пожеж в Україні за останніх п'ять років [81] показує, що кількість пошкоджених і зруйнованих будівель та споруд під час

пожеж складає 35 % від загальної їх кількості. Загибель людей на пожежах за кількістю випадків складає близько 3,2 %. Статистичні дані кількісної оцінки наслідків пожеж у будівлях та спорудах за період з 2012 до 2016 року в Україні наведені у табл. 1.1.

Таблиця 1.1

Статистичні показники про випадки пожеж у будівлях та спорудах
за період з 2012 до 2016 року [81]

Показник	2012	2013	2014	2015	2016	Середнє значення
Кількість пожеж	71443	61114	68879	79581	74221	71048
Загинуло людей	2751	2494	2246	1947	1872	2262
Пошкоджено та знищено будівель та споруд	25160	21825	27292	26872	21277	24485

Статистичні показники, які наведені у табл. 1.1, свідчать про зростання кількості пожеж на відміну від кількості випадків травмування та загибелі людей на пожежах, хоча кількість випадків загибелі людей на пожежах залишається ще досить високою [31].

Масове будівництво типових цивільних будинків на території України та країн СНД призвело до мінімізації архітектурно-планувальних рішень [74]. З приростом населення у великих містах підвищується вартість земельних ділянок, що призводить до збільшення поверховості житлових і громадських будівель. Знизити собівартість будівництва цивільних і громадських будівель можливо за умови застосування нових конструктивно-технологічних рішень [11]. Дані рішення мають забезпечувати надійність і довговічність будівель, зниження матеріаломісткості, захист від прогресуючого обвалення, відповідати екологічним вимогам та забезпечувати необхідну межу вогнестійкості [65, 73]. У цьому випадку доцільно застосовувати каркасну конструктивну схему

будівель, що дозволяє знизити відсоток насиченості вертикальними несучими елементами.

На території України не ведеться статистика щодо обліку пожеж у будівлях підвищеної поверховості (висотою $26,5 \text{ м} < H \leq 47 \text{ м}$) та висотних будівлях ($47 \text{ м} < H$). Подібні дані можна знайти у звітах інших країн.

Так, за даними NFPA (Американської асоціації протипожежного захисту), за період з 2012 до 2016 року у будівлях із підвищеною поверховістю та висотних будівлях, кількість поверхів яких складає від семи поверхів і вище, що відповідає американській класифікації, було зафіксовано за середніми показниками 15 тисяч пожеж щорічно. Ці пожежі в середньому забирали життя 53 людей, завдавали шкоди здоров'ю 546 і були причиною безпосередньо прямих збитків близько 235 млн. доларів (рис. 1.1). Будучи законодавцем у сфері протипожежного захисту, NFPA вже кілька десятиків років веде детальний статистичний аналіз даних про пожежі у висотних будівлях із проведенням серйозного аналізу причин та наслідків загорань та ефективності профілактичних заходів щодо запобігання пожеж [111]. І як результат цих досліджень є робота спеціальних комітетів NFPA щодо удосконалення бази національних стандартів пожежної безпеки на основі ризик-орієнтованого підходу.



Рисунок 1.1 – Приклади виникнення пожеж у висотних будівлях

Проблема застосування ефективних несучих елементів будівель і споруд стає все більш актуальною у зв'язку із тенденцією до інтенсифікації зведення висотних будівель і споруд. Це вимагає застосування стержнів у вигляді стійок і колон, які можуть витримувати значні зусилля при малих поперечних перерізах. Одним з рішень цієї проблеми є застосування будівельних конструкцій з трубобетону.

1.2. Загальна характеристика трубобетонних конструкцій

Трубобетон є комплексною конструкцією, яка складається зі сталевोї оболонки і бетонного ядра, що працюють спільно [18, 20, 92]. Трубобетонні колони володіють порівняно малою гнучкістю і невеликими ексцентриситетами прикладених до них поздовжніх сил (що є характерним для вертикальних несучих елементів каркасів висотних будівель [38]) та мають порівняно істотну несучу здатність при достатньо малих розмірах поперечних перерізів за рахунок ефективного поєднання властивостей металу і бетону за умов їх спільної роботи опору силовим впливам [11, 104, 112]). Це зумовлює помітну економію матеріалів, призводить до зменшення їх маси та забезпечення високої продуктивності монтажних робіт і транспортних витрат [48, 99].

1.2.1. Використання трубобетонних конструкцій в сучасному будівництві

Усі вже збудовані висотні будівлі та більшість тих, що будуються зараз, мають конструктивні елементи з монолітного залізобетону. Більш раціональними є будівлі з каркасними або каркасно-ствольними конструктивними схемами [115], що зводяться із застосуванням вертикальних несучих конструкцій з трубобетонних елементів. На рис. 1.2 подані приклади будівель, зведених на основі каркасу із трубобетонними колонами.



Рисунок 1.2 – Приклади будівель із каркасом на основі трубобетонних колон

Трубобетонні несучі конструкції відрізняються від сталевих та залізобетонних колон тим, що в екстремальних умовах (під час пожеж) вони здатні тривалий час витримувати робочі навантаження, тоді як сталеві і залізобетонні несучі конструкції втрачають несучу здатність значно швидше [3, 43].

Трубобетонні конструкції ефективні при великому навантаженні в центрально стиснутих і позацентрово стиснутих елементах з відносно малими ексцентриситетами [22, 31]. Тому трубобетон характеризується меншою витратою металу і бетону для конструкцій, що працюють під значними навантаженнями, в порівнянні зі звичайними монолітними залізобетонними колонами [1, 17].

У трубобетонних конструкціях ефективно використовуються специфічні особливості матеріалів, що застосовуються (бетонне ядро-сталева обойма) [66]. Це приводить до зниження витрат при використанні сталі та цементу, дозволяє зменшити поперечний переріз елементів конструкцій і, як наслідок, до знижує їх масу і транспортні витрати [30, 96].

1.2.2. Конструктивні форми та геометричні розміри трубобетонних конструкцій

ТБК найбільш широко використовуються у вигляді вертикальних несучих колон різної форми, а саме циліндричної, квадратної або прямокутної [74]. (рис.1.3).

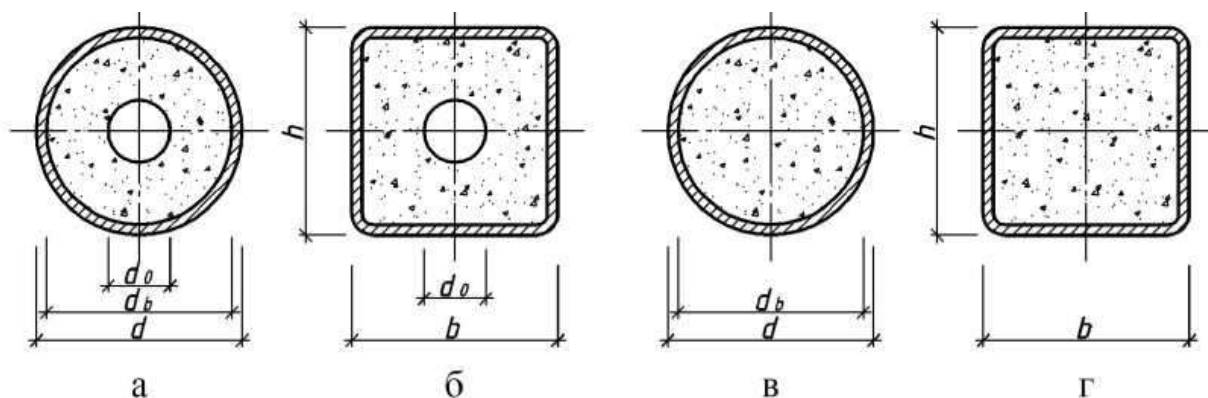


Рисунок 1.3 – Форми поперечних перерізів і варіанти армування бетонного ядра трубобетонних колон

Для підвищення міцності та надійності ТБК усередині бетонного ядра встановлюється арматура: гнучка – у вигляді стержнів або жорстка – куточки, двотаври, тощо. Армуння бетонного ядра дозволяє зменшити діаметр оболонки, а, отже, і поперечні габарити конструкції, що має велике значення (рис.1.4) [22, 116].

Особливістю трубобетонних елементів з осердям, армованих поздовжньою арматурою (рис. 1.4 б), є те, що бетонне осердя у поздовжньому напрямку армовано додатковою арматурою [70, 78, 85]. Тобто в поздовжньому напрямку опирається бетонне осердя та сталева арматура, а у поперечному лише бетонне осердя. При теоретичному описі роботи стрижневого армування трубобетону слід врахувати, що стрижні розташовано рівномірно по колу. Тому в поперечному перерізі стрижневе армування представлене у вигляді умовного кільця, яке дозволяє бетону вільно деформуватися.

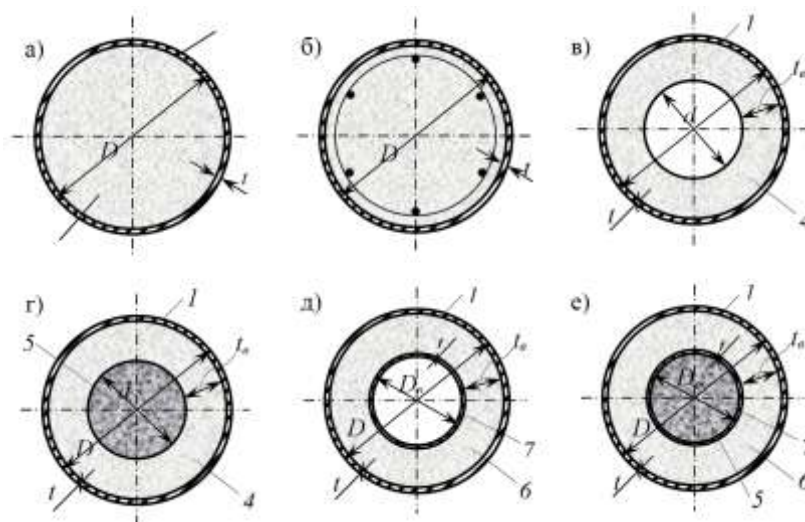


Рисунок 1.4 – Варіанти армування трубобетонних колон [22]:

1 – труба-оболонка; 2 – осердя з високоміцного бетону ; 3 – бетонне осердя з позовжньою арматурою; 4 – центрифугований бетон; 5 – бетон, що заповнює порожнину; 6 – бетон між трубами; 7 – внутрішня труба

В трубобетонних конструкціях з багат шаровим осердям (рис. 1.4 в-е) багат шарові перерізи стиснутих елементів створюються різними шляхами. Тому необхідно виділити спільні особливості в усіх цих випадках. Так, бетонне ядро у загальному випадку представляє собою порожній товстостінний циліндр. Залежно від конструкції цей циліндр може бути завантажений не тільки зі сторони крайніх перерізів, а і з бокових сторін.

Аналіз ТБК, що використовуються для зведення висотних будівель різної поверховості, наведений в таблиці 1.2.

Таблиця 1.2

Параметри ТБК в залежності від поверховості

№п/п	Геометричні характеристики ТБК	Параметри ТБК в залежності від поверховості		
		1–21	22–42	43–55
1.	Зовн. діаметр	812,8 мм	711,2мм	609,6мм
2.	Товщина стінки	22–40 мм	12–28 мм	12–22мм
3.	Довжина	2–12,5 м	2–12м	2–12м

З таблиці 1.2 видно, що зі збільшенням поверховості будівлі зменшуються геометричні розміри ТБК для зменшення навантаження.

1.2.3. Основні переваги трубобетонних конструкцій

Ефективність використання у будівництві трубобетонних конструкцій обумовлена низкою позитивних якостей.

Їх зовнішня сталева труба–оболонка, яка виконує одночасно функції як поздовжнього, так і поперечного армування, здатна сприймати зусилля у всіх напрямках і під будь-яким кутом. Крім того, бічний тиск труби перешкоджає розвитку мікротріщин [12, 16] в бетоні, який, будучи ізольованим, прагне збільшити свої розміри в радіальному напрямку. Такий ефект обойми створює ідеальні умови для роботи бетонного ядра під навантаженням, тим самим підвищуючи несучу здатність всього масиву. Як наслідок, міцність при стисненні зростає приблизно на 50–80% [41, 103]. Сталева труба, в свою чергу, завдяки сприятливому впливу внутрішнього тиску твердого середовища, сприяє запобіганню втрати несучої спроможності.

Трубобетонні конструкції дуже надійні при їх роті у складі конструкцій. При їх застосуванні при зведенні висотних будівель і споруд важливим є їхня властивість витримувати великі деформації [40], на відміну від залізобетонних колон, які в даних умовах швидко руйнуються [24]. Варто відзначити, що в таких конструкціях можливе використання сучасних високоміцних бетонів. Це дозволяє мінімізувати вплив одного з основних недоліків бетону – високої крихкості.

Трубобетонні колони зберігають всі переваги трубчастих металевих конструкцій. За непотрібністю опалубного обладнання (сталеві труби вже є опалубною системою) значно спрощується монтаж і поліпшуються умови зведення споруд [94, 117]. Заповнення труб бетоном також не викликає складнощів технологічного характеру і здійснюється в основному за допомогою насосів. Таким чином, процес виготовлення трубобетонних

елементів полегшується і стає більш вигідним як за трудовитратами, так і за вартістю.

Зовнішня поверхня трубобетонних елементів має хорошу обтічність. Завдяки цьому на поверхні не затримуються бруд і волога, а відтак трубобетонні конструкції є більш корозійностійкими та довговічними.

Заповнення сталевих труб бетоном захищає її внутрішню поверхню від корозії і підвищує опір деформаціям при ударних впливах. Трубобетонні конструкції легше очищати, фарбувати і оглядати, що також підвищує їх довговічність. Також варто відзначити, що вогнестійкість трубобетонних елементів значно вища, ніж металевих.

Встановлено, що за відсутності вологообміну між бетоном і зовнішнім середовищем в початковий період відбувається істотне збільшення об'єму бетону в трубі, яке зберігається протягом багатьох років і створює сприятливі умови для його роботи під навантаженням.

Стиснені ТБК, які із невеликою гнучкістю і незначними ексцентриситетами прикладеної поздовжньої сили (що є частиною випадком при зведенні вертикальних несучих елементів каркасів висотних будівель), володіють істотно високою несучою здатністю при відносно малих поперечних перерізах. В діапазоні досліджених навантажень, трубобетонні елементи не вимагають внутрішнього або додаткового армування внаслідок того, що металева труба є коаксіальним армуванням. Гранична деформативність у таких елементів різко зростає і їх руйнування навіть при використанні високоміцних бетонів має пластичний характер [54, 67], що виключає небезпеку раптового руйнування при техногенних та пожежних впливах, як окремої конструкції, так і всієї будівлі в цілому.

Сталева труба, завдяки сприятливому впливу внутрішнього тиску твердого середовища, запобігає втраті місцевої та загальної стійкості конструкції. Це обумовлює здатність трубобетонних колон чинити опір значним горизонтальним переміщенням, а також дії гравітаційних сил від ваги споруди і вертикальної складової землетрусу без руйнування, причому не

тільки в пружній області, а й в пластичному стані. При землетрусі будівлі з ТБК, на зразок еластичного хлиста, можуть здійснювати значні поперечні коливання, залишаючись неушкодженим.

Використання циліндричних стержнів у спорудах, схильних до вітрових навантажень, дозволяє знизити їх за рахунок поліпшення аеродинамічних властивостей. Стержні круглого перерізу залишаються стійкими за умов однакової розрахункової довжини. Жорсткість даних стержнів при крученні також є істотно вищою, на відміну від стержнів із відкритим профілем.

Світовий досвід свідчить, що витрата бетону в труобетонних колонах скорочується в 1,5–2 рази, а маса конструкцій зменшується в 2–2,5 рази [97] у порівнянні з традиційними залізобетонними. У зв'язку з відсутністю необхідності проведення арматурних і зварювальних робіт, а також робіт з монтажу опалубки, витрати праці на зведення колон скорочуються вдвічі у порівнянні зі сталевими конструкціями. Застосування труобетонних колон дозволяє в 2–3 рази скоротити витрату металу. Виготовлення сталевих труб у порівнянні з виготовленням сталевих арматур є економічно обґрунтованим як за витратами сталі, так і за трудомісткістю.

Застосування труобетонних конструкцій дозволяє скоротити технологічні процеси армування, опалубки, витримування конструкцій до отримання проектної міцності, розпалублення [105]. Менша маса труобетонних елементів, велика витривалість і менша схильність до механічних пошкоджень порівняно з елементами залізобетонних конструкцій дає перевагу при їх транспортуванні і монтажі. Використання труобетонних конструкцій дозволяє вести будівництво круглий рік: в зимовий час можна виконувати монтаж трубооболон, їх зварювання з закладними деталями, елементами перекриття [45, 48], а їх бетонування проводити навесні. Таким чином, процес виготовлення труобетонних елементів полегшується і стає вигіднішим як за трудовитратами, так і за вартістю.

1.3. Аналіз поведінки трубобетонних конструкцій за умов пожежі

Проаналізуємо поведінку трубобетонних конструкцій в умовах пожежі. Найбільш складним питанням є забезпечення спільної роботи бетонного ядра і зовнішньої сталеві оболонки в умовах підвищення температури [43, 101].

Поведінку трубобетонних конструкцій за умов пожежі, яка розвивається за «стандартним температурним режимом пожежі» можна розбити на три стадії [43].

Під час першої стадії початкового розвитку пожежі з порівняно невисокими температурами (до 250 °C) трубобетонна конструкція не відчуває істотних змін. При цьому сталева обійма, яка приймає на себе все теплове навантаження, захищає бетон до моменту її критичного нагрівання (500–550 °C). У процесі поступового нагрівання колонії і як наслідок збільшення температурних напружень у трубобетонній колонії бетонна серцевина і сталева обійма спільно працюють тільки в початковий період часу (під час першої стадії пожежі). Потім сталева обійма відокремлюється від поверхні бетону, сприяючи виникненню в ньому радіальних напружень на розтяг. В результаті ефект бічного обтиснення і, відповідно, зміцнення бетонного ядра зникає, і використання ресурсу обтиску сталеві оболонки стає неможливим у зв'язку із виникненням в ній поздовжніх зусиль [15]. Бетон опирається зовнішньому навантаженню окремо від сталеві обійми за умов одновісного напруженого стану стискання, а сталева обійма працює як поздовжня арматура. При цьому температурний градієнт не призводить до виникнення критичних напружень.

На другому етапі при швидкому зростанні температури і досягненні нею високих значень (близько 1000 °C) відбувається утворення та розкриття великої кількості тріщин в бетоні, який тисне на сталеву обійму, а сама обійма може прогрітись до критичної температури. Наявність таких ознак показує, що сталева обійма колонії руйнується і втрачає свої властивості.

На третьому етапі виникає стан втрати несучої здатності трубобетонної конструкції. Температурні напруження у стиснутій зоні швидко зростають, утворюється зона локального руйнування на межі бетон-сталь. У цій зоні

стиснута зона бетону роздроблюється, а сталеві обійми набувають великих значень пластичної деформації та втрачають початкову рівновагу у самому перерізі. Відбувається втрата стійкості елементу конструкції, тобто перехід до іншої форми рівноваги. Відтак, в цей момент і фіксується втрата несучої здатності трубобетонних конструкцій.

При пожежі несучі трубобетонні конструкції піддаються одночасній дії робочого навантаження і короткочасного інтенсивного нестационарного високотемпературного нагрівання, що викликає незворотні порушення в структурі бетону та арматури. Температура поверхонь, які нагріваються при стандартному температурному режимі пожежі може сягати $1000 \dots 1100^\circ \text{C}$, а в умовах реальної пожежі – 1600°C .

Вплив температури призводить до зниження міцнісних і збільшення деформативних властивостей бетону та сталі [42, 60], викликає розвиток температурних деформацій [4]. З ростом температури підсилюється нелінійність деформування бетону та сталі, а в міру наближення матеріалів до руйнування їх деформування стає істотно нерівномірним.

При пожежі в перерізах елементів конструкцій утворюється неоднорідне (залежне від координат) і нестационарне (змінюється в часі) температурне поле. Неоднорідність температурного поля призводить до відмінності механічних властивостей компонентів перерізу і їх нерівномірної участі в сприйнятті навантаження, а нестационарність температурного поля є причиною перерозподілу напружень між компонентами перерізу в процесі нагрівання.

Нерівномірне температурне розширення різнонагрітих компонентів перетину викликає появу додаткових (власних) температурних напружень.

У процесі нагрівання відбувається розвиток переміщень і зниження несучої здатності конструкцій. Значні температурні деформації конструкцій при пожежі можуть призводити до зміни їх статичних схем внаслідок спільної роботи у складі несучої системи будівлі [107, 108]. Для складних статично невизначених конструкцій при пожежі спостерігається наявність перерозподілу

зусиль між різноманітними перерізами та послідовне утворення пластичних шарнірів.

Для стиснутих елементів колон характерний нагрів з чотирьох сторін, при цьому периферійні шари нагріваються значно сильніше, ніж внутрішні і температурний перепад у перерізі може досягати 800...900 °С. В процесі нагрівання напруження з більш нагрітих шарів передаються на менш нагріті, що мають меншу здатність до деформації, тому зовнішні шари і робоча арматура поступово перестають брати участь у сприйнятті навантаження.

При осьовому стисненні міцність нормального перерізу вичерпується при досягненні граничного стиснення в центральній ділянці бетону, яка є найменш нагрітою. Для позацентрово стиснутих колон, як з випадковим, так і з розрахунковим ексцентриситетом, можливе руйнування внаслідок втрати стійкості.

Таким чином, трубобетонні конструкції є недостатньо технічно досконалими конструкціями при роботі в умовах пожежі. Теоретичні дослідження, виконані в цій галузі, підтверджують припущення, що сталева труба починає працювати як зовнішня обойма тільки при досягненні навантажень, близьких до руйнуючих, за умов утворення мікротріщин в бетоні [6]. Ефект обойми позитивно позначається тільки на подальшій роботі стиснених трубобетонних елементів, блокуючи зростання тріщин утворених в бетонному ядрі та збільшуючи час до моменту руйнування будівельних конструкцій [71].

Станом на сьогодні відсутні загальновизнані інженерні методики розрахунку вогнестійкості трубобетонних конструкцій з урахуванням ефекту обойми. Також недостатньо експериментальних даних щодо їх роботи.

1.4. Експериментальні методи дослідження вогнестійкості

Суть методу вогневих випробувань елементів залізобетонних конструкцій полягає у створенні на елемент будівельної конструкції теплового впливу «стандартної пожежі» і подальшому визначенні часу настання граничного стану

елемента [9]. Настання граничного стану випробовуваних елементів залізобетонних (трубобетонних) конструкцій фіксується на момент часу прогрівання робочої арматури випробуваного елемента до критичної температури.



Рисунок 1.5 – Загальний вигляд експериментальних зразків

Забезпечення стійкості бетону до вибухоподібного руйнування при пожежі фіксується за наявністю або відсутністю фактів вибухоподібного руйнування бетону елемента при його вогневому випробуванні [28].

Випробування трубобетонних колон проводяться в стандартній сертифікованій печі з горизонтальною вогневою камерою, температурний режим у якій підтримується згідно з [9, 33]. Випробуванням піддаються зразки як без вогнезахисного покриття, так і з вогнезахисним покриттям, нанесеним на поверхню колони.

Зразки трубо бетонних колон для вогневих випробувань мають розміри та конструктивні параметри згідно із технічними умовами. Якщо зразки відповідних розмірів не можуть бути піддані випробуванням, допускається випробування зразків-фрагментів даних елементів конструкцій (рис. 1.5).

Випробування на вогнестійкість здійснюються в установках із вогневими печами, що мають відповідність до вимог ДСТУ Б В. 1.1–4–98*. Температурний режим пожежі у вогневих печах реалізується за рахунок спалювання рідкого пального.

Сутність випробувань у вогневих печах полягає у реалізації одностороннього чи багатостороннього теплового нагрівання зразків елементів конструкцій і виробів за стандартним або іншими температурними режимами пожежі, таких як режими вуглеводневої, зовнішньої або повільної пожежі, [88, 96] (рис. 1.6).

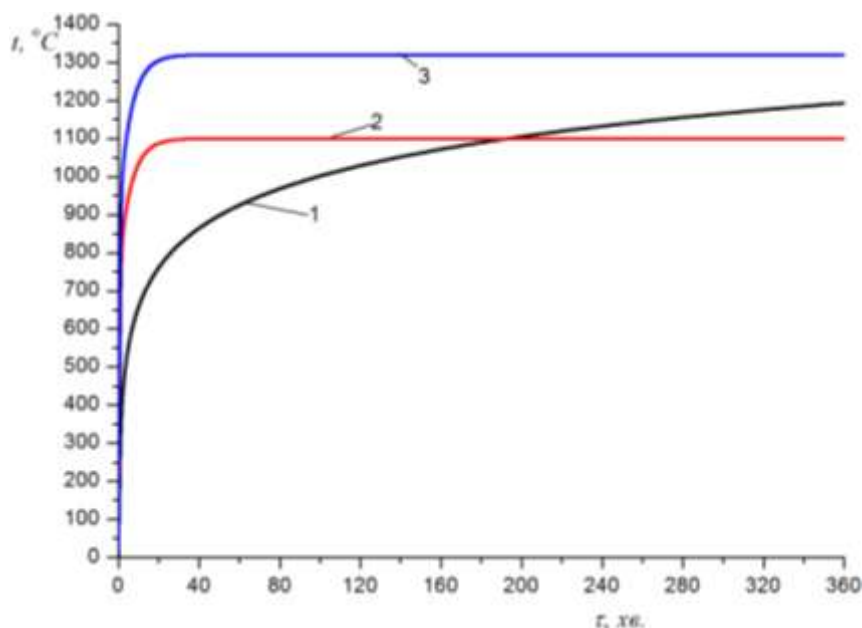


Рисунок 1.6 – Температурні режими пожежі:

1 – “стандартний температурний режим пожежі”;

2 – “температурний режим вуглеводневої пожежі”;

3 – “температурний режим модифікованої вуглеводневої пожежі”

Під час експериментальних досліджень вогнестійкості будівельних конструкцій температура в печі змінюється за стандартним температурним

режимом пожежі. За таких умов температура в печі досягає 720 °C за 15 хв. Для порівняння, під час горіння вуглеводневих речовин за 15 хв температура буде сягати 1050 °C [56], а будівельні конструкції при цьому нагріватимуться швидше.

Результати експериментальних досліджень конструкцій конкретних форм, геометричних розмірів і теплофізичних характеристик неможливо застосовувати до конструкцій, які мають інші розміри та виготовлені з інших матеріалів.

Аналітичні та чисельні дослідження дозволяють проводити продуктивні розрахунки і зробити на основі результатів цих розрахунків аналіз температурного поля, температурних напружень і переміщень у конструкціях різних геометричних розмірів з урахуванням теплофізичних і механічних властивостей матеріалів (бетон, цегла, метал та ін.)

1.5. Ідея роботи, мета і задачі досліджень

Викладене вище дало підставу сформулювати ідею роботи, яка полягає у забезпеченні нормованої вогнестійкості трубобетонних колон шляхом застосування удосконаленого розрахункового методу оцінювання класу їх вогнестійкості, заснованого на виявлених залежностях між критичною температурою нагрівання сталевих обійми та рівнем навантаження за результатами моделювання з використанням методу кінцевих елементів.

Метою роботи є розкриття закономірностей залежності межі вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу від їх геометричних характеристик та діючого механічного навантаження в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі як підґрунтя удосконалення спрощеного розрахункового методу її оцінювання.

Для досягнення поставленої мети необхідно розв'язати такі завдання:

- провести аналіз сучасного стану забезпечення і методів оцінювання вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу та виявити шляхи їх удосконалення;
- розробити методику і провести математичне моделювання поведінки трубобетонних колон із вогнезахистом та без нього за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі;
- розробити методику і провести експериментальні дослідження поведінки трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі;
- провести перевірку адекватності результатів математичного моделювання процесів деформації і руйнування з втратою вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу шляхом порівняння з даними експериментальних досліджень;
- побудувати математичну модель, та удосконалити на її основі спрощений розрахунковий метод для визначення класу їх вогнестійкості з урахуванням виявленої залежності межі критичної температури сталевих обійми трубобетонних колон круглого перерізу від їх геометричних параметрів, параметрів вогнезахисних систем і механічного навантаження;
- перевірити достовірність результатів удосконаленого спрощеного методу оцінювання класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу.

РОЗДІЛ 2

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ТЕРМОНАПРУЖЕНОГО СТАНУ БАГАТОШАРОВИХ (ТРУБОБЕТОННИХ) КОНСТРУКЦІЙ ЗА УМОВ НАГРІВАННЯ ($T=CONST$)

На сьогодні вимоги щодо виготовлення, розрахунку, проектування та експлуатації стиснутих елементів труобетонних конструкцій регламентуються відповідними нормативно-методичними, довідниковими і рекомендаційними документами [67, 68]. Однак, необхідно відзначити, що поведінка ТБК при зміні температури середовища в екстремальних умовах експлуатації (за умов пожежі) недостатньо досліджена. Показниками здатності витримати теплове навантаження під час пожежі є стандартний клас та межа вогнестійкості даного елемента конструкції, що визначаються часом (у хвиликах) від початку кривої стандартного температурного режиму пожежі до настання одного з граничних станів конструкції [25]:

1. Граничний стан втрати несучої здатності (R);
2. Граничний стан втрати цілісності (E);
3. Граничний стан втрати теплоізолювальної здатності (I).

Величину межі вогнестійкості елементів будівельних конструкцій визначають за результатами вогневим випробувань, умови проведення яких регламентуються національним стандартом ДСТУ Б В.1.1–4 та іншими стандартами на методи випробувань на вогнестійкість для окремих елементів будівельних конструкцій, або за результатами розрахунку за методами відповідно до стандартів і методик [9].

Дослідження втрати несучої здатності (R) ТБК зводиться до визначення параметрів напружено-деформованого стану труобетонних елементів із врахуванням результатів теплового розрахунку, проведеного з використанням теплофізичними і механічних характеристик металу і бетону [31] за умов зміни температури пожежі, а також застосування практичного методу їх розрахунку з урахуванням вибору оптимальних параметрів.

Температурні напруження, які виникають у конструкціях традиційно досліджуються незалежно від механічних напружень, і унаслідок лінійності рівнянь термопружності повні величини напружень одержують шляхом додавання температурних і механічних напружень [61].

2.1. Математичне моделювання температурного поля в будівельних конструкціях при пожежі

Дослідимо температурне поле масивних будівельних конструкцій в умовах пожежі, температура якої змінюється в часі за "вуглеводневим температурним режимом" [56].

$$t(\tau) = 1080 \cdot (1 - 0,325 \cdot \exp(-0,167 \cdot \tau) - 0,675 \cdot \exp(-2,5 \cdot \tau)) + t_0, \quad (2.1)$$

де $t(\tau)$ – зміна температури середовища в часі, $^{\circ}\text{C}$; τ – тривалість пожежі, с; t_0 – початкова температура, $^{\circ}\text{C}$.

Для аналітичного дослідження температурного поля конструкції оберемо Декартову систему координат ОХ. Початок координат розмістимо на поверхні конструкції, а позитивне значення осі ОХ направимо по товщині конструкції.

Теплообмін між середовищем і конструкцією здійснюється за законом Ньютона-Ріхмана. Для визначення закону зміни температури по товщині конструкції в часі розглянемо диференціальне рівняння нестационарної теплопровідності

$$\frac{\partial^2 t(x, \tau)}{\partial x^2} = \frac{1}{a} \cdot \frac{\partial t(x, \tau)}{\partial \tau} \quad (2.2)$$

де $t(x, \tau)$ – температурне поле в конструкції; τ – час пожежі, с; t_0 – початкова температура, $^{\circ}\text{C}$; $a = \frac{\lambda}{c_v \cdot \rho}$ – коефіцієнт температуропровідності, $\frac{\text{м}^2}{\text{с}}$;

c_v – теплоємність при постійному об'ємі, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$; ρ – густина, $\frac{\text{кг}}{\text{м}^3}$;

λ – коефіцієнт теплопровідності, $\frac{\text{Вт}}{\text{м} \cdot \text{К}}$.

Вираз (2.2) є диференціальним рівнянням нестационарної теплопровідності другого порядку. Для знаходження рішення рівняння (2.2) необхідно задати одну початкову і дві граничних умови

$$t(x, 0) = 0 \quad (2.3)$$

$$\frac{\partial t(0, \tau)}{\partial x} + \frac{\alpha}{\lambda} (t(\tau) - t(0, \tau)) = 0, \quad t(\infty, \tau) = 0, \quad (2.3)$$

де α – коефіцієнт теплообміну, $\frac{Bm}{m^2 \cdot K}$.

Рішення диференціального рівняння теплопровідності (2.2) з урахуванням крайових умов (2.3)–(2.4) і виразу (2.1) записано у вигляді

$$t(x, \tau) = 1080 \cdot \int_0^\tau \left[\left[1 - 0,325 \cdot \exp\left(-\frac{0,167}{60} \cdot (\tau - 60)\right) - 0,675 \cdot \exp\left(-\frac{2,5}{60} \cdot (\tau - 60)\right) \right] \cdot \left[\frac{\alpha}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a}{\pi \cdot \nu}} \exp\left(-\frac{x^2}{4 \cdot a \cdot g}\right) - a \cdot \left(\frac{\alpha}{\lambda}\right)^2 \cdot \exp\left(\frac{\alpha}{\lambda} \cdot x + a \cdot \left(\frac{\alpha}{\lambda}\right)^2 \cdot \nu\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2 \cdot \sqrt{a \cdot \nu}} + \frac{\alpha}{\lambda} \cdot \sqrt{a \cdot \nu}\right) \right] \right] \cdot d\nu \quad (2.5)$$

де $\operatorname{erfc}(r) = 1 - \operatorname{erf}(r)$, $\operatorname{erf}(r) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^r e^{-y^2} dy$ – функція помилок Гаусса.

Величина значень температурного поля на поверхні конструкції залежить від коефіцієнта теплопровідності, теплоємності матеріалу, з якого виготовлена конструкція та інтенсивності теплообміну. Для визначення вогнестійкості конструкцій при горінні вуглеводневих матеріалів необхідно виходити із температурного режиму (2.1), а не із стандартного температурного режиму при якому отримуємо значно більші результати.

2.2. Математичне моделювання напружено-деформованого стану двошарових конструкцій

Огляд наукової літератури показав, що кусково-однорідні циліндричні конструкції досліджуються для двох випадків:

1. Суцільний циліндр

Диференціальне рівняння для знаходження переміщень u вздовж радіуса r [79]:

$$u = \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha \left[(1-2\nu) \frac{r}{b^2} \int_0^{R_1} T r dr + \frac{1}{r} \int_0^r T r dr \right] \quad (2.6)$$

Вирази для знаходження температурних напружень

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{1}{b^2} \int_0^{R_1} T r dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r T r dr \right), \\ \sigma_\varphi &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{1}{b^2} \int_0^{R_1} T r dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r T r dr - T \right), \\ \sigma_z &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{2\nu}{b^2} \int_0^{R_1} T r dr - T \right). \end{aligned} \quad (2.7)$$

2. Пустотілий циліндр

Диференціальне рівняння для знаходження переміщень u вздовж радіуса r [79]:

Вирази для знаходження температурних напружень

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \left(\frac{r^2 - \alpha^2}{b^2 - \alpha^2} \int_\alpha^{R_2} T r dr - \int_\alpha^r T r dr \right), \\ \sigma_\varphi &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \frac{1}{r^2} \left(\frac{r^2 + \alpha^2}{b^2 - \alpha^2} \int_\alpha^{R_2} T r dr + \int_\alpha^r T r dr - T r^2 \right), \\ \sigma_z &= \frac{\alpha E}{1-\nu} \left(\frac{2}{b^2 - \alpha^2} \int_\alpha^{R_2} T r dr - T \right). \end{aligned} \quad (2.8)$$

2.2.1. Моделювання та дослідження напружено-деформованого стану ТБК (сталева обойма-бетонне ядро)

Розглянемо труобетонну колону, яка складається зі сталевий обойми, заповненої бетоном, зовнішнім радіусом R_2 , і внутрішнім R_1 [82, 63]. З метою

створення математичного описання застосована циліндрична система координат, центр якої поміщений у центр поперечного перерізу колони (рис. 2.1). Температурне поле колони симетричне відносно осі циліндра і постійне по всій довжині [58].

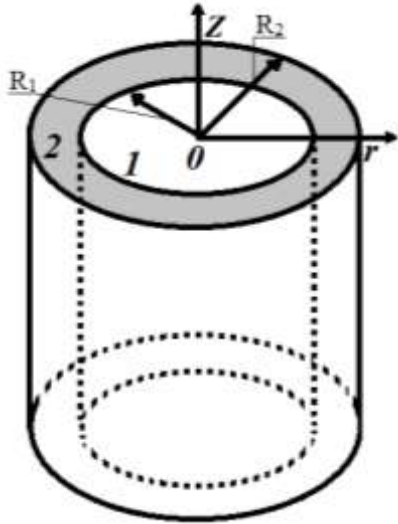


Рисунок 2.1 – Розрахункова
схема ТБК

При описанні впливу змінювання температури на силовий відклик колони відповідно до узагальненого закону Гука додаються температурні деформації [78, 79].

$$\begin{aligned}\varepsilon_r &= \frac{1}{E} (\sigma_r - \nu \sigma_z - \nu \sigma_\varphi) + \alpha_t \Delta t, \\ \varepsilon_\varphi &= \frac{1}{E} (\sigma_\varphi - \nu \sigma_z - \nu \sigma_r) + \alpha_t \Delta t, \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_r - \nu \sigma_\varphi) + \alpha_t \Delta t,\end{aligned}\quad (2.9)$$

де ε_r , ε_φ , ε_z – відносні деформації точок у поперечному перерізі колони вздовж осей r , φ , z ; σ_r , σ_φ , σ_z – радіальні, кільцеві і осеві температурні напруження відповідно, Па; E – модуль пружності, Па; ν – коефіцієнт Пуассона; α_t – температурний коефіцієнт лінійного розширення, $1/K$; t_0 – початкова температура колони, $^{\circ}C$; t – температура нагрівання колони, $^{\circ}C$.

Розв'язуючи ці рівняння відносно напружень, одержимо [96]

$$\begin{aligned}\sigma_r &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_r + \nu\varepsilon_\varphi + \nu\varepsilon_z - (1+\nu)\alpha t \right], \\ \sigma_\varphi &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_\varphi + \nu\varepsilon_r + \nu\varepsilon_z - (1+\nu)\alpha t \right], \\ \sigma_z &= \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[(1-\nu)\varepsilon_z + \nu\varepsilon_r + \nu\varepsilon_\varphi - (1+\nu)\alpha t \right].\end{aligned}\quad (2.10)$$

Оскільки колона навантажена вагою верхніх поверхів, при її нагріванні відносне видовження вздовж осі z приймемо рівним нулю.

Виражаючи в формулах (2.10) деформації через переміщення u вздовж радіуса r , отримуємо:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr}, \quad \varepsilon_\varphi = \frac{u}{r}, \quad (2.11)$$

з врахуванням попереднього виразу рівняння рівноваги набуває вигляду

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r - \sigma_\varphi = 0, \quad (2.12)$$

У результаті отримане диференціальне рівняння для знаходження переміщень u вздовж радіуса r має такий вигляд

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t \frac{dt}{dr} \quad (2.13)$$

Для зручності інтегрування запишемо рівняння (2.13) у вигляді

$$\frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d(ur)}{dr} \right] = \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t \frac{dt}{dr} \quad (2.14)$$

Інтегруючи це рівняння двічі по r , знаходимо загальний розв'язок

$$u = A_r + \frac{B}{r} + \frac{1}{r} \frac{1+\nu}{1-\nu} \int_a^r \alpha_t t r dr. \quad (2.15)$$

де A і B – постійні інтегрування, що визначаються за граничними умовами.

У випадку, коли трубобетонна колона нагрівається на певну сталу величину $\Delta t = t - t_0$, то вираз (2.15) спроститься

$$u_i = A_i + \frac{B_i}{r} \quad (2.16)$$

Підставивши вираз (2.11) і (2.16) в рівняння (2.10), одержимо

$$\begin{aligned}\sigma_{r(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[A_i - \frac{B_i}{r^2} (1+2\nu_i) - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right], \\ \sigma_{\varphi(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[A_i + \frac{B_i}{r^2} (1-2\nu_i) - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right], \\ \sigma_{z(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[2\nu_i A_i - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right],\end{aligned}\tag{2.17}$$

де $i = 1, 2$ – відповідно 1-й і 2-й шар конструкції з відповідними фізико-механічними характеристиками.

За умов кусково-однорідного представлення колони при розрахунках необхідно щоб виконувалася умова, що радіус r має змінюється в інтервалі:

1. В області 1, заповненій бетоном

$$0 \leq r \leq R_1.$$

2. В області 2 по товщині зовнішньої труби

$$R_1 \leq r \leq R_2.$$

Для знаходження сталих інтегрування A_i і B_i ($i=1, 2$) запишемо граничні умови

$$1) u_1 = u_2 \text{ при } r = R_1; \quad 2) \sigma_r^{(1)} = \sigma_r^{(2)} \text{ при } r = R_1,\tag{2.18}$$

$$3) u_1 = 0 \text{ при } r = 0; \quad 4) \sigma_r^{(2)} = 0 \text{ при } r = R_2.\tag{2.19}$$

Із виразів (2.16) і (2.17) та умов (2.18)–(2.19) була отримана система, яка складається з шести рівнянь із шістьма невідомими A_i і B_i ($i = 1, 2$). Розв’язок системи одержаний методом Крамера за допомогою програми MathCAD.

У дослідженнях прийнято такі характеристики: $R_1 = 0,49$ м; $R_2 = 0,5$ м; $\nu_1 = 0,17$; $\nu_2 = 0,3$; $E_1 = 2,1 \cdot 10^{10}$, Па; $E_2 = 2,1 \cdot 10^{11}$, Па; $\alpha_t^{(1)} = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$; $\alpha_t^{(2)} = 14 \cdot 10^{-6} 1/K$.

Підстановкою числових значень A_i і B_i ($i=1, 2$) в рівняння (2.17) отримано значення температурних напружень.

Використання формули (2.17) дало можливість дослідити напружено-деформований стан ТБК. Значення середньооб'ємної температури пожежі під час дослідження прийняті $t_c = 300^\circ\text{C}$ і $t_c = 500^\circ\text{C}$. Дослідження проводились для температури середовища за стандартним температурним режимом пожежі. Результати числового експерименту зображені графічно на рис. 2.2–2.6.

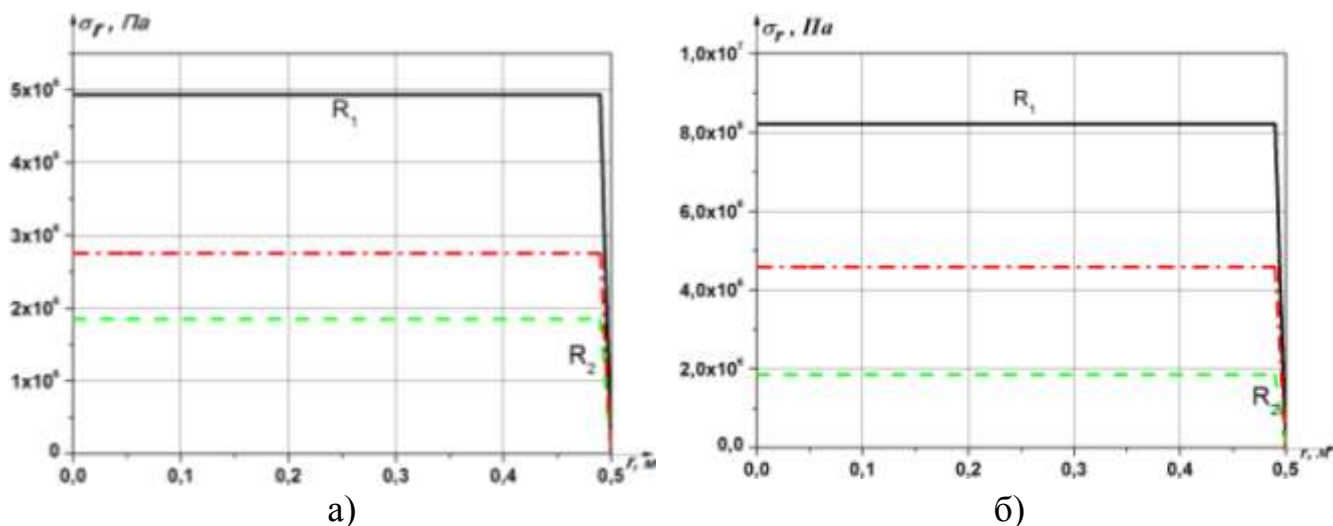


Рисунок 2.2 – Зміна величини радіальних температурних напружень вздовж радіуса поперечного перерізу ТБК (а) при $t_c = 300^\circ\text{C}$; б) $t_c = 500^\circ\text{C}$):

- суцільною лінією показана зміна напружень за відповідними вищенаведеними характеристиками сталі і бетону;
- штрихова лінія показує зміну напружень при рівних значеннях α_t ($\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = 12 \cdot 10^{-6} 1/\text{K}$);
- штрих унктирна лінія показує зміну напружень при рівності коефіцієнтів Пуассона ($\nu_1 = \nu_2 = 0,2$)

Аналіз графічних залежностей показує, що в центральному стержні (бетонне ядро) в усіх випадках виникають напруження розтягу, які є постійними вздовж радіуса. У товщині зовнішньої труби виникають напруження розтягу. На внутрішній поверхні означені напруження дорівнюють відповідним напруженням у бетоні. У шарах, наближених до зовнішньої поверхні, напруження зменшуються, а поверхневі напруження за умови $r = R_2$

рівні нулю. Найбільші напруження виникають при різних значеннях теплофізичних характеристик.

У випадку, коли коефіцієнти лінійного розширення α_t ($i=1, 2$) рівні між собою (штрихова лінія):

- в межах $0 \leq r \leq R_1$ максимальні напруження розтягу зменшуються на 63% при $t_c=300^\circ\text{C}$, та на 77% при $t_c=500^\circ\text{C}$;
- в межах $R_1 \leq r \leq R_2$ напруження також зменшуються на 63% при $t_c=300^\circ\text{C}$ і на 73% при $t_c=500^\circ\text{C}$ відповідно.

При рівних ν_i ($i=1, 2$) (штрих пунктирна лінія):

- в межах $0 \leq r \leq R_2$ напруження зменшуються на 45% як при $t_c=300^\circ\text{C}$, так і при $t_c=500^\circ\text{C}$.

На рисунку 2.3 показана залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r за умов різних параметрів властивостей сталі і бетону [90].

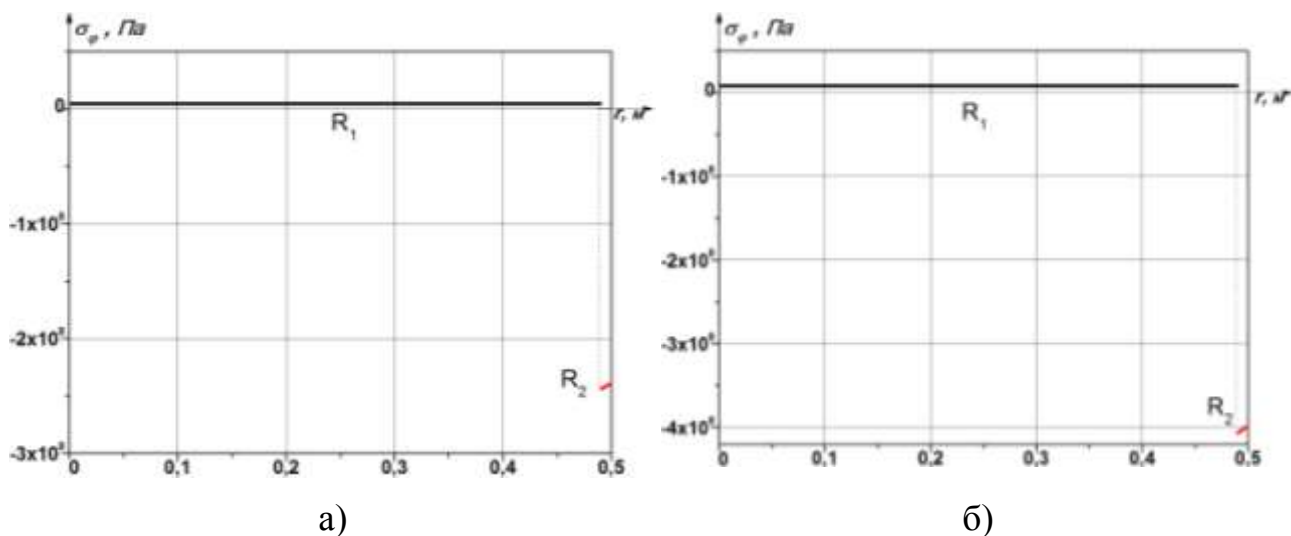


Рисунок 2.3 – Залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r за умов різних параметрів властивостей сталі і бетону:

а) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) при $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз рисунка 2.3 показує, що в області $0 \leq r \leq R_1$ виникають напруження розтягу, а в області $R_1 \leq r \leq R_2$ – напруження стискання, і за даних умов максимальні напруження стискання фіксуються на зовнішній поверхні сталевій обойми ($\sigma_\phi=244 \text{ МПа}$ при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_\phi=407 \text{ МПа}$ при $t_c=500^\circ\text{C}$).

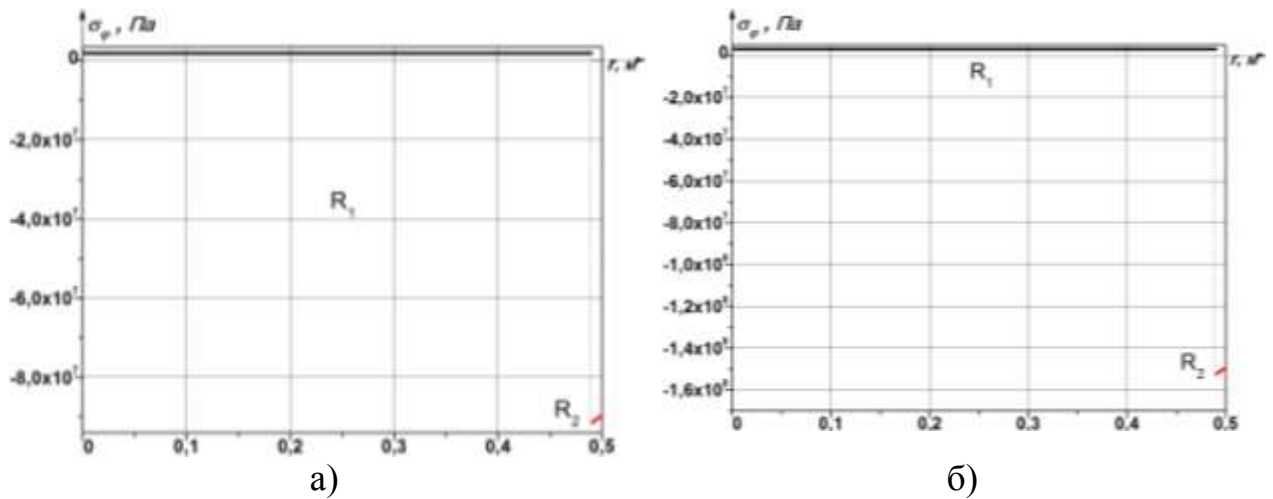


Рисунок 2.4 – Зміна величини кільцевих температурних напружень вздовж радіуса r при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$:

a) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) при $t_c=500^\circ\text{C}$

На рисунку 2.4 подана залежність значення кільцевих температурних напружень від радіуса r . За умови рівності величини $\alpha_t^i = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$ ($i=1, 2$) максимальні напруження стиску виникають на зовнішній поверхні труби ($\sigma_\varphi = 91,5 \text{ МПа}$ при $t_c = 300^\circ\text{C}$ і $\sigma_\varphi = 152 \text{ МПа}$ при $t_c = 500^\circ\text{C}$). Вони є меншими на 62,5% у порівнянні з напруженнями, зображеними на рисунку 2.3.

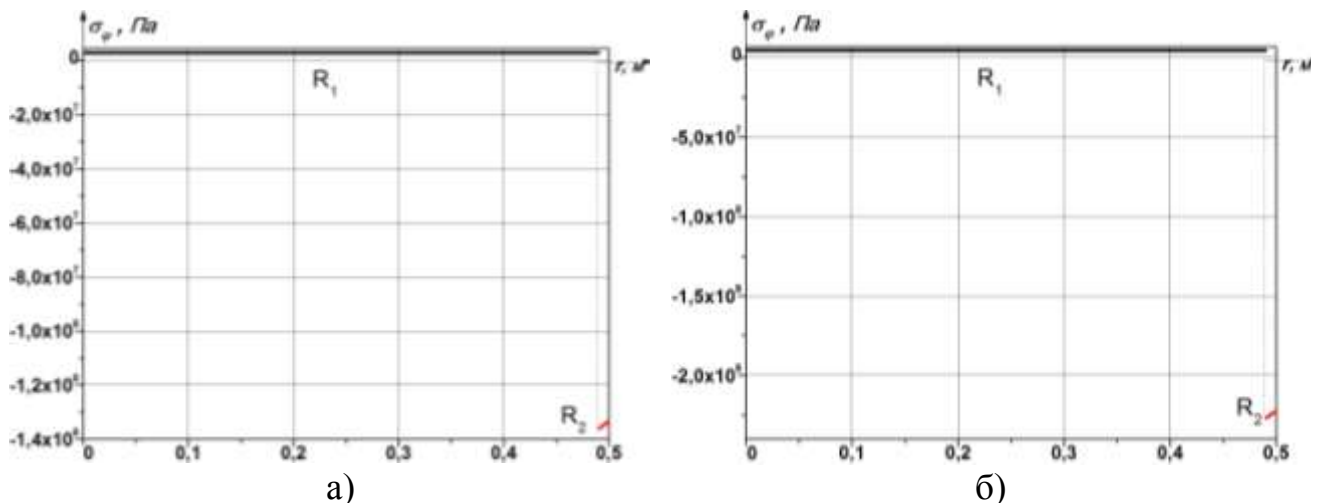


Рисунок 2.5 – Залежність значення кільцевих температурних напружень від радіуса r при $\nu_1 = \nu_2 = 0,2$: *a) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) при $t_c=500^\circ\text{C}$*

На рисунку 2.5 показана залежність значення кільцевих температурних напружень від радіуса r . За умови рівності $\nu^{(i)} = 0,2$ ($i=1,2$) максимальні напруження зменшуються ($\sigma_\varphi = 136 \text{ МПа}$ при $t_c = 300^\circ\text{C}$ і $\sigma_\varphi = 227 \text{ МПа}$ при

$t_c=500\text{ }^{\circ}\text{C}$). Вони є меншими на 44% порівняно з напруженнями, зображеними на рисунку 2.3.

На рисунку 2.6 наведена залежність значення осьових температурних напружень від радіуса при різних теплофізичних параметрах сталі і бетону.

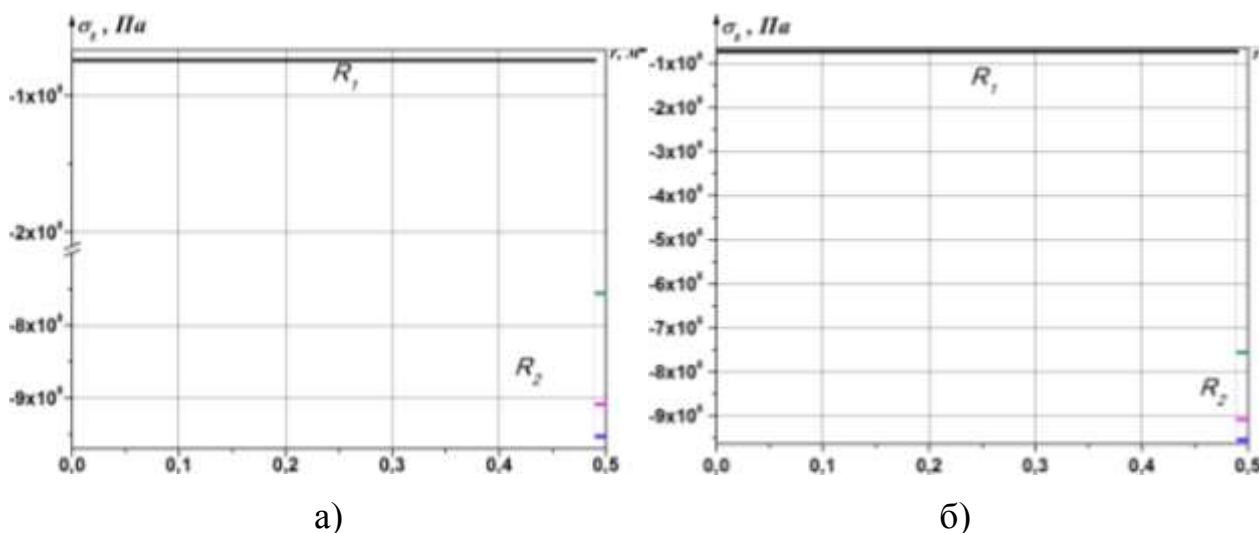


Рисунок 2.6 – Зміна величини осьових температурних напружень вздовж радіуса при різних ТФХ, при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$ і $\nu_1 = \nu_2 = 0,2$:

а) $t_c=300^{\circ}\text{C}$; б) $t_c=500^{\circ}\text{C}$)

Аналіз графічних залежностей рисунку 2.6 показує, що осьові напруження працюють на стиск. Максимального значення вони досягають в зовнішній оболонці і дорівнюють $\sigma_z=953\text{ МПа}$ при $t_c=300\text{ }^{\circ}\text{C}$ і $\sigma_z=1510\text{ МПа}$ при $t_c=500\text{ }^{\circ}\text{C}$. При рівних значеннях $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)}$ величина напружень не змінюється, а при $\nu_1 = \nu_2$ напруження в металі зменшуються на 16,6 %

2.2.2. Моделювання та дослідження напружено-деформованого стану ТБК (сталева обойма-бетонне ядро-отвір)

Розглянемо трубобетонну колону з отвором в центрі, яка складається з сталевий обойми і заповнена бетоном, зовнішній радіус якої R_2 , радіус бетонної оболонки R_1 і внутрішній R_0 [79]. Для математичного описання встановлена циліндрична система координат, центр якої співпадає з центром поперечного перерізу колони (рис. 2.7). Температурне поле колони симетричне відносно осі циліндра і постійне по всій довжині.

Математичне описання властивостей матеріалу перерізу трубобетонної колони як кусково-однорідної функції розуміє зміну радіуса r в інтервалі:

1. В області пустотілій

$$0 \leq r \leq R_0.$$

2. В області заповненій бетоном

$$R_0 \leq r \leq R_1.$$

3. В області по товщині зовнішньої труби

$$R_1 \leq r \leq R_2.$$

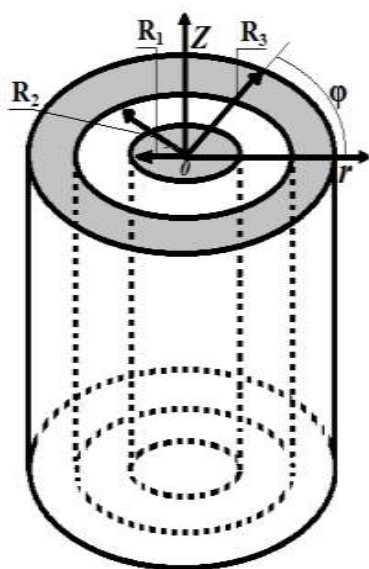


Рисунок 2.7 – Схематичне зображення ТБК (сталевий обойма-бетонне ядро-отвір)

Для знаходження сталих інтегрування A_i і B_i ($i=1, 2$) напишемо граничні умови

$$1) \sigma_r^{(2)}=0 \text{ при } r=R_2; \quad 2) \sigma_r^{(1)}= \sigma_r^{(2)} \text{ при } r=R_1, \quad (2.20)$$

$$3) \sigma_r^{(1)}=0 \text{ при } r=R_0; \quad 4) u_1=u_2 \text{ при } r=R_1; \quad (2.21)$$

Із врахуванням виразів (2.16) і (2.17) та умов (2.20)–(2.21) отримується система із шести рівнянь із шістьма невідомими A_i і B_i ($i=1, 2$). Розв'язок системи одержано методом Крамера із використанням системи MathCAD.

При дослідженнях використані такі початкові дані: $R_0=0,05$ м; $R_1=0,49$ м; $R_2=0,5$ м; $\nu_1=0,17$; $\nu_2=0,3$; $E_1=2,1 \cdot 10^{10}$, Па; $E_2=2,1 \cdot 10^{11}$, Па; $\alpha_t^{(1)}=12 \cdot 10^{-6} 1/K$;

$$\alpha_t^{(2)} = 14 \cdot 10^{-6} 1/K.$$

Отримані числові значення A_i і B_i ($i=1, 2$) було підставлено в рівняння (2.14) і знайдено значення температурних напружень.

За допомогою формули (2.17) було проведено дослідження напружено-деформованого стану ТБК. Середньооб'ємна температура пожежі під час дослідження прийнята $t_c=300^\circ\text{C}$ і $t_c=500^\circ\text{C}$. Дослідження проводились в умовах зміни температури середовища за стандартним температурним режимом пожежі. Результати числового експерименту зображені графічно на рис. 2.8–2.14.

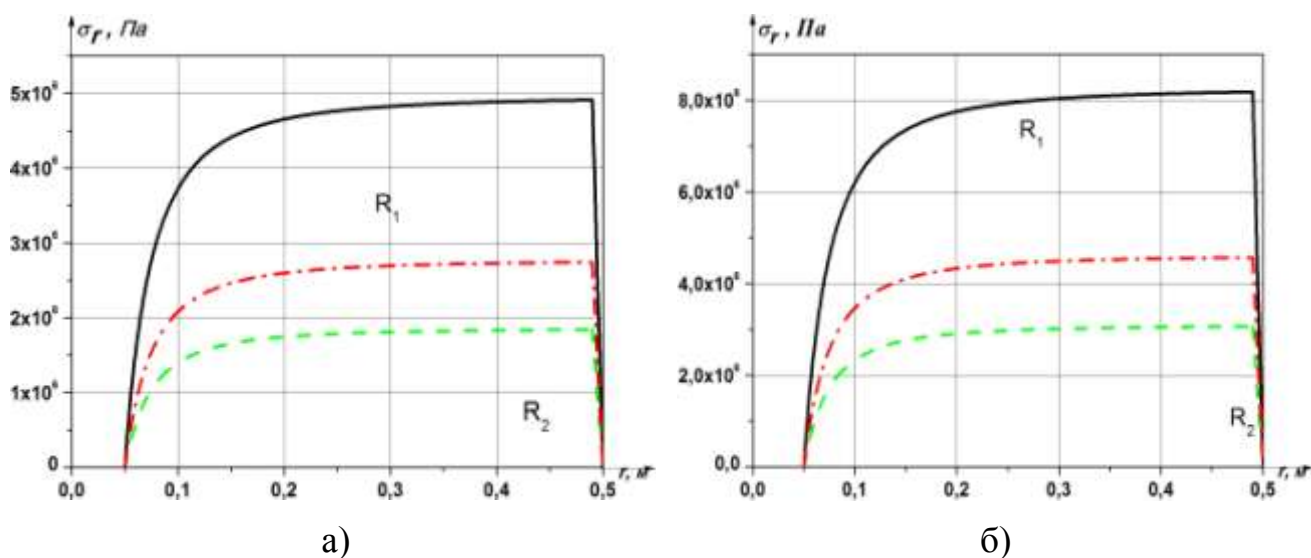


Рисунок 2.8 – Зміна величини радіальних температурних напружень вздовж радіуса поперечного перерізу ТБК (а) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) $t_c=500^\circ\text{C}$):

- суцільною лінією показано зміну напружень при вказаних вище характеристиках сталевій обійми і бетону;
- пунктирною лінією позначена залежність напружень при рівних значеннях α_t ($\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$);
- штрих пунктирною лінією показана зміна напружень при рівності коефіцієнтів Пуассона ($\nu_1 = \nu_2 = 0,2$)

Аналіз графічних залежностей показує, що в бетонному осерді в усіх випадках виникають напруження розтягу, які зростають вздовж радіуса. У товщині зовнішньої труби виникають напруження розтягу. На внутрішній

поверхні дані напруження співпадають із напруженнями у бетоні. У шарах, наближених до зовнішньої поверхні, ці напруження зменшують свою величину і на поверхні $r=R_2$ дорівнюють нулю.

У випадку, коли коефіцієнти лінійного розширення α_t ($i=1, 2$) рівні між собою (штрихова лінія):

- в межах $R_0 \leq r \leq R_1$ максимальні напруження розтягу зменшуються на 62% при $t_c=300^\circ\text{C}$ та на 63% при $t_c=500^\circ\text{C}$.

При рівних ν_i ($i=1, 2$) (штрих пунктирна лінія):

- в межах $0 \leq r \leq R_2$ напруження зменшуються на 44% як при $t_c=300^\circ\text{C}$, так і при $t_c=500^\circ\text{C}$.

На рисунку 2.9 подана залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r при різних значеннях характеристик сталі і бетону.

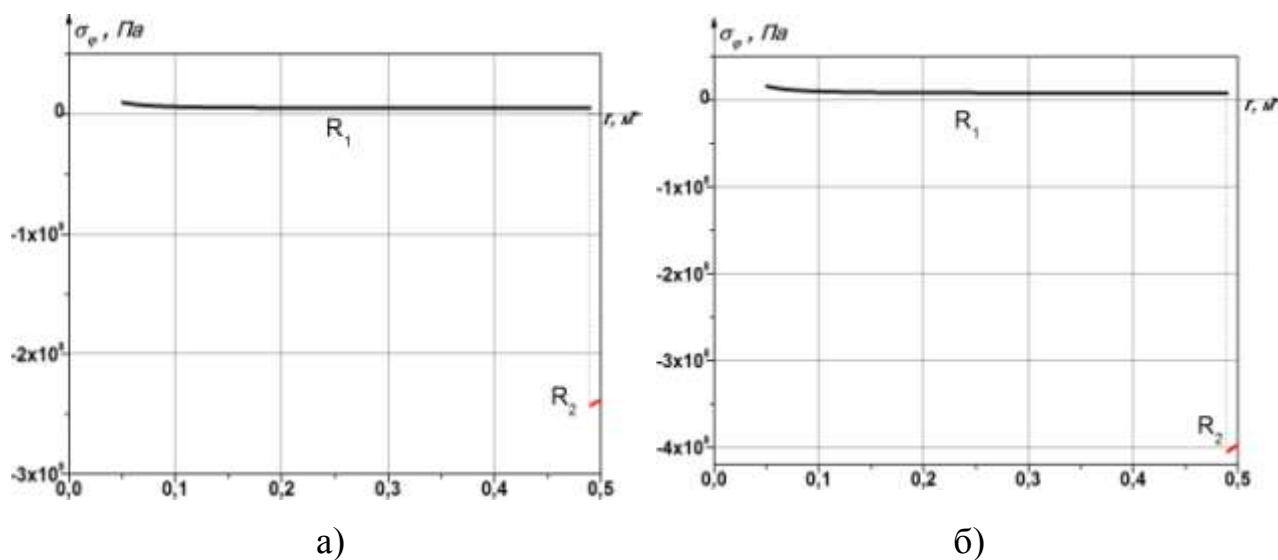


Рисунок 2.9 – Залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r при різних значеннях характеристик сталі і бетону:

а) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) при $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз рисунка 2.9 показує, що в області $R_0 \leq r \leq R_1$ виникають напруження розтягу, а в області $R_1 \leq r \leq R_2$ фіксуються напруження стискання, за даних умов максимальні напруження стискання спостерігаються на зовнішній поверхні сталевій обійми ($\sigma_\varphi=243 \text{ МПа}$ при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_\varphi=405 \text{ МПа}$ при $t_c=500^\circ\text{C}$).

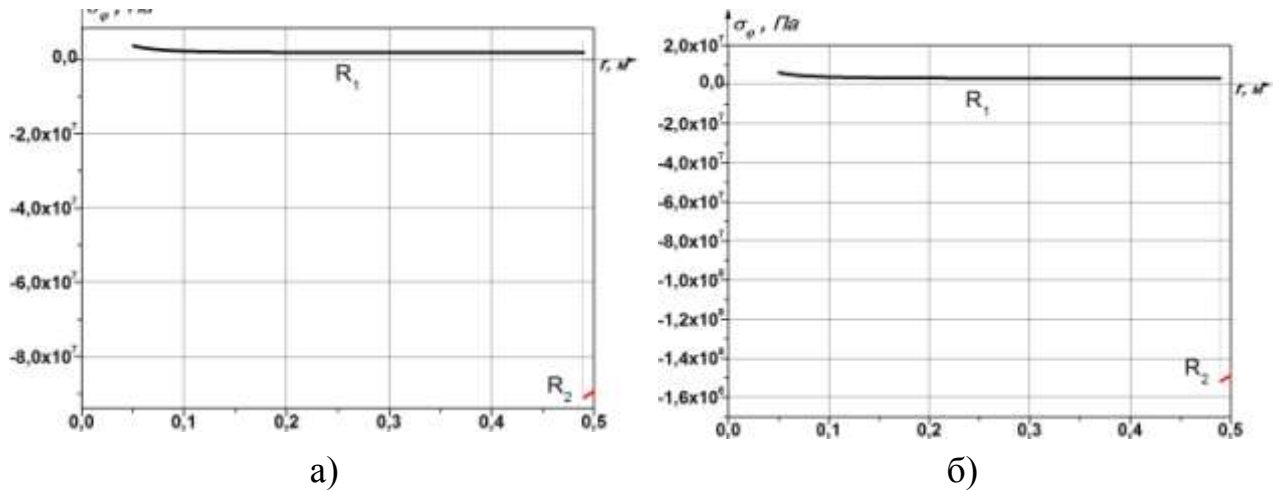


Рисунок 2.10 – Зміна величини кільцевих температурних напружень

вздовж радіуса r при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = \alpha_t^{(3)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$:

а) при $t_c = 300^\circ C$; б) при $t_c = 500^\circ C$

На рисунку 2.11 показана залежність інтенсивності кільцевих температурних напружень від радіуса r . За однакових значень $\alpha_t^i = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$ ($i=1, 2$) максимальні напруження стиску знаходяться на зовнішній поверхні сталеві обійми ($\sigma_\varphi = 91,1 \text{ МПа}$ при $t_c = 300^\circ C$ і $\sigma_\varphi = 151 \text{ МПа}$ при $t_c = 500^\circ C$). Вони є меншими на 62,5% порівняно з напруженнями, зображеними на рисунку 2.9.

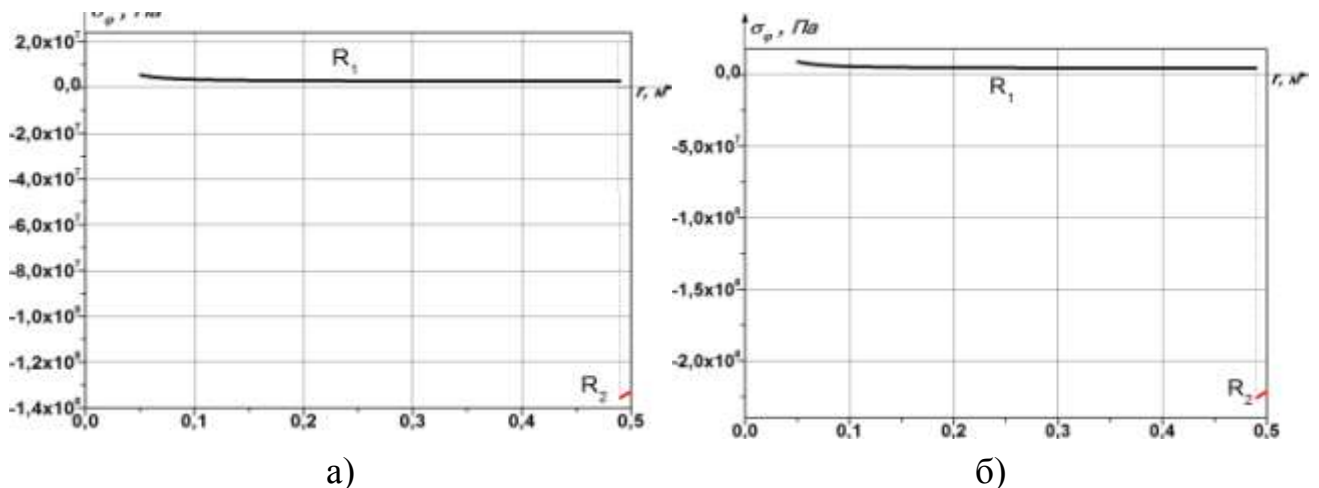


Рисунок 2.11 – Залежність інтенсивності кільцевих температурних напружень від радіуса r при $\nu_1 = \nu_2 = 0,2$:

а) при $t_c = 300^\circ C$; б) при $t_c = 500^\circ C$

На рисунку 2.11 залежність інтенсивності кільцевих температурних напружень від радіуса r показує, що При рівності $\nu^{(i)}=0,2$ ($i=1,2$) максимальні напруження зменшуються ($\sigma_\varphi=135$ МПа при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_\varphi=226$ МПа при $t_c=500^\circ\text{C}$). Вони є меншими на 44% порівняно з напруженнями, зображеними на рисунку 2.9.

На рисунку 2.12 наведена залежність значення осевих температурних напружень від радіуса при різних значеннях параметрів властивостей сталі і бетону.

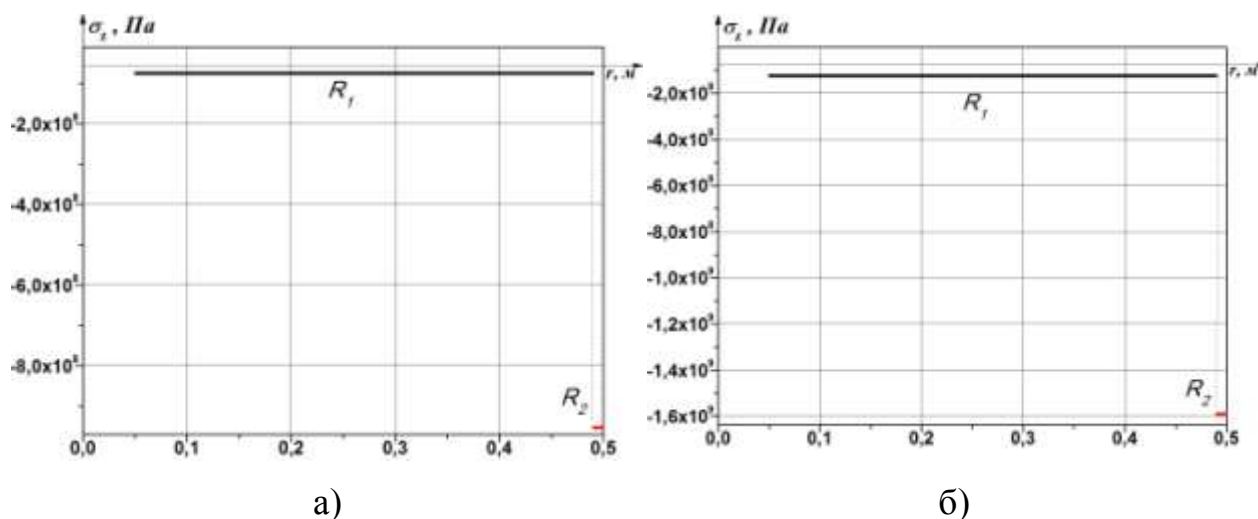


Рисунок 2.12 – Залежність значення осевих температурних напружень від радіуса при різних значеннях параметрів властивостей сталі і бетону при: а) $t_c=300^\circ\text{C}$; б) $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз графічних залежностей рисунку 2.12 показує, що напруження працюють на стиск. Максимального значення вони досягають в зовнішній оболонці і дорівнюють $\sigma_z=953 \cdot \text{МПа}$ при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_z=1580 \cdot \text{МПа}$ при $t_c=500^\circ\text{C}$.

На рисунку 2.13 показана зміна величини осевих температурних напружень вздовж радіуса при рівних значеннях $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = \alpha_t^{(3)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{K}}$.

Аналіз графічних залежностей рисунку 2.13 показує, що напруження працюють на стиск. Максимальне значення напруження набувають в сталевій обоймі і дорівнюють $\sigma_z=782 \cdot \text{МПа}$ при $t_c=300^\circ\text{C}$ і $\sigma_z=1300 \cdot \text{МПа}$ при $t_c=500^\circ\text{C}$.

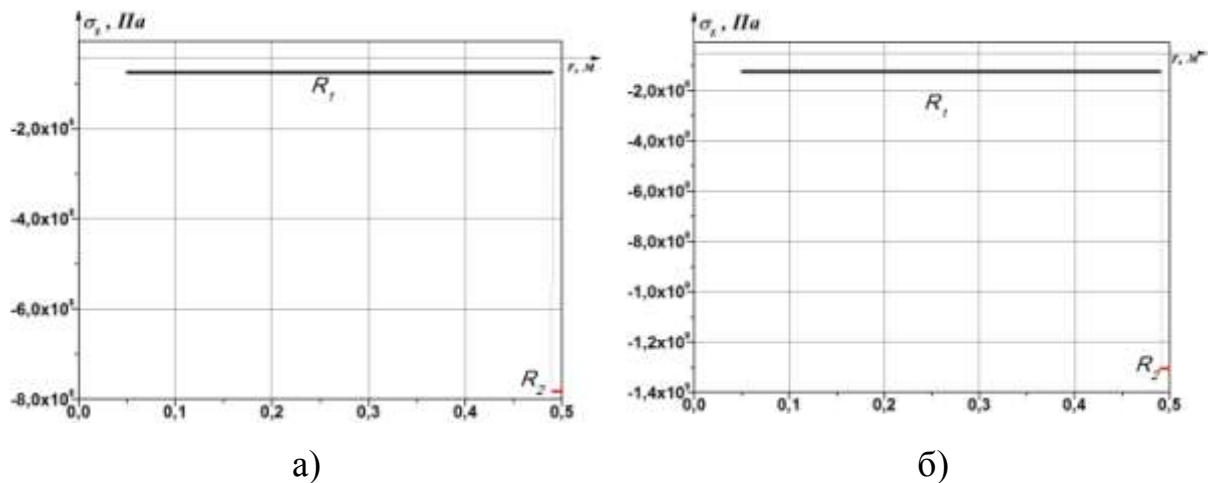


Рисунок 2.13 – Зміна величини осьових температурних напружень вздовж радіуса при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = \alpha_t^{(3)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$: а) $t_c = 300^\circ C$; б) $t_c = 500^\circ C$

На рисунку 2.14 подана залежність інтенсивності осьових температурних напружень від радіуса при однакових величинах $\nu_1 = \nu_2 = 0,2$.

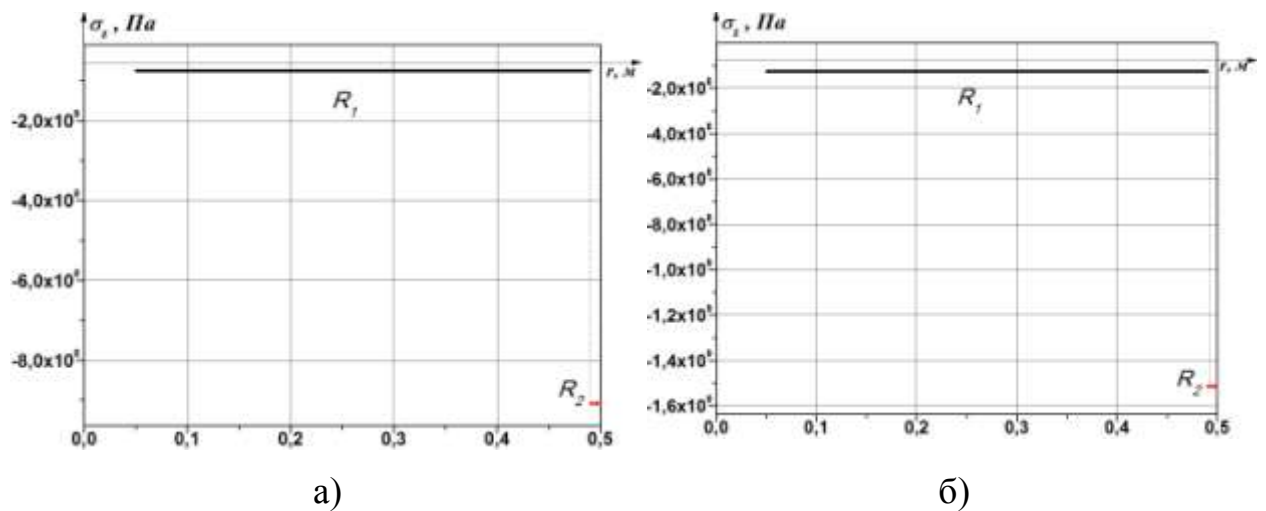


Рисунок 2.14 – Залежність інтенсивності осьових температурних напружень від радіуса при $\nu_1 = \nu_2 = 0,2$: а) $t_c = 300^\circ C$; б) $t_c = 500^\circ C$

Аналіз графічних залежностей рисунку 2.14 показує, що напруження працюють на стиск. Максимальні значення напруження набувають у сталевій обоймі і дорівнюють $\sigma_z = 908 \cdot \text{МПа}$ при $t_c = 300^\circ C$ і $\sigma_z = 1510 \cdot \text{МПа}$ при $t_c = 500^\circ C$.

2.3. Математичне моделювання напружено-деформованого стану трьохшарових конструкцій

Розглянемо математичну модель дослідження НДС трьохшарових конструкцій за умов впливу температури [55]. Трубобетонна колона складається з трьох шарів різних радіусів, розміщених вздовж центральної осі z (рис. 2.15).

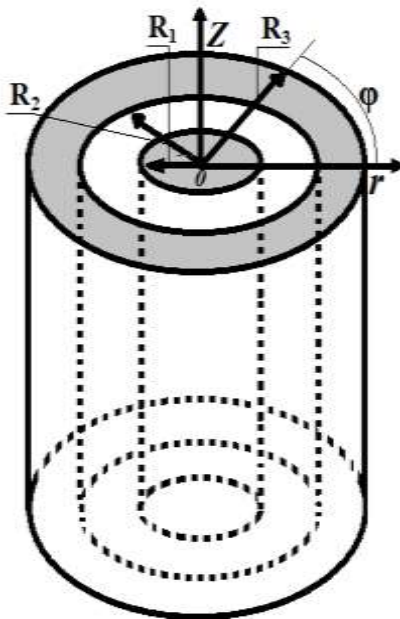


Рисунок 2.15 –
Схематичне зображення
трьохшарової конструкції

Постановка задачі. При розрахунку граничного стану трубобетонної колони напруження від силового і температурного навантаження додаються. У роботі запропонована методика аналітичного дослідження температурних напружень, обумовлених нагріванням трубобетону. Аналітичні дослідження проведено в циліндричній системі координат (r, φ, z) .

Початок координат співпадає з геометричним центром колони. Вісь z співпадає з віссю симетрії перерізу колони.

Математичне описання впливу зміни температури на міцність колони на параметри узагальненого закону Гука записане як сума деформацій із врахуванням температурної деформації (2.9). Для знаходження температурних переміщень та напружень використаємо алгоритм, наведений у пункті 2.1. (вирази (2.9)–(2.17)).

$$\begin{aligned}\sigma_{r(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[A_i - \frac{B_i}{r^2} (1+2\nu_i) - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right], \\ \sigma_{\varphi(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[A_i + \frac{B_i}{r^2} (1-2\nu_i) - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right], \\ \sigma_{z(i)} &= \frac{E_i}{(1+\nu_i)(1-2\nu_i)} \left[2\nu_i A_i - (1+\nu_i) \alpha_{t(i)} \Delta t \right],\end{aligned}\tag{2.22}$$

де $i=1, 2, 3$ – відповідно 1-й, 2-й і 3-й шар конструкції з відповідними фізико-механічними характеристиками.

При представленні розподілу параметрів по перерізу трубобетонної колони кусково-однорідної функцією враховано, що радіус r змінюється в інтервалі:

1. В центральній арматурі, тобто в області 1

$$0 \leq r \leq R_1.$$

2. В області 2 заповненій бетоном

$$R_1 \leq r \leq R_2.$$

3. По товщині зовнішньої труби

$$R_2 \leq r \leq R_3.$$

Для знаходження сталих інтегрування A_i і B_i ($i=1, 2, 3$) граничні умови визначаються виразами

$$1) \quad u_1 \neq \infty \text{ при } r = 0; \quad 2) \quad \sigma_r^{(3)} = 0 \text{ при } r=R_3, \quad (2.23)$$

$$3) \quad u_1 = u_2 \text{ при } r=R_1; \quad 4) \quad \sigma_r^{(1)} = \sigma_r^{(2)} \text{ при } r=R_1, \quad (2.24)$$

$$5) \quad u_2 = u_3 \text{ при } r=R_2, \quad 6) \quad \sigma_r^{(2)} = \sigma_r^{(3)} \text{ при } r=R_2. \quad (2.25)$$

Із виразів (2.16) і (2.17) та умов (2.22)–(2.24) одержано систему із шести рівнянь із шістьма невідомими A_i і B_i ($i=1, 2, 3$). Розв'язок системи отриманий за методом Крамера при застосуванні системи MathCAD.

2.3.1. Математичне моделювання напружено-деформованого стану трубобетонної конструкції (арматура-бетон-обойма)

Трубобетонні колони використовуються для зведення висотних будівель [72]. Для збільшення їх міцності ТБК армують (п.1.2.2). Трубобетонна колона складається зі сталевий обойми радіусом R_3 ,

заповненої бетоном, і арматури радіусом R_1 , розташованої вздовж центральної осі z (рис. 2.15). При дослідженнях прийнято такі вихідні дані: $R_1=0,05$ м; $R_2=0,49$ м; $R_3=0,5$ м; $\nu_1=0,3$; $\nu_2=0,17$; $\nu_3=0,3$; $E_1=2,1 \cdot 10^{11}$, Па; $E_2=2,1 \cdot 10^{10}$, Па; $E_3=2,1 \cdot 10^{11}$, Па; $\alpha_t^{(1)}=\alpha_t^{(3)}=14 \cdot 10^{-6} 1/K$; $\alpha_t^{(2)}=12 \cdot 10^{-6} 1/K$.

Отримані числові значення A_i і B_i ($i=1, 2, 3$) підставлялись в рівняння (2.14), в результаті чого було отримано значення температурних напружень.

Отримані за допомогою формули (2.14) результати дали змогу проаналізувати напружено-деформований стан ТБК. Середньооб'ємна температура пожежі під час дослідження прийнята $t_c=300^\circ\text{C}$ і $t_c=500^\circ\text{C}$. Дослідження проводились для температури середовища за стандартним температурним режимом пожежі. Результати числового експерименту зображені графічно на рис. 2.16–2.20.

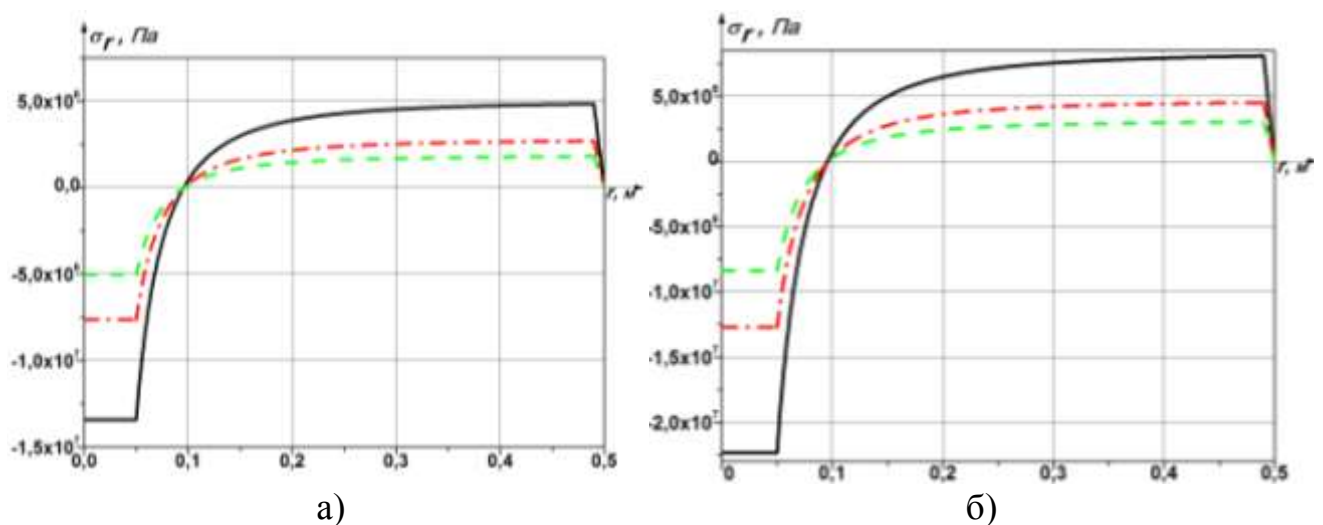


Рисунок 2.16 – Зміна величини радіальних температурних напружень вздовж радіуса поперечного перерізу колони: а) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) $t_c=500^\circ\text{C}$):

- суцільною лінією показано зміну напружень при вказаних вище характеристиках сталевій обійми та бетону;
- пунктирною лінією позначена залежність напружень при рівних значеннях α_t ($\alpha_t^{(1)}=\alpha_t^{(2)}=\alpha_t^{(3)}=12 \cdot 10^{-6} 1/K$);
- штрихпунктирною лінією показана зміна напружень при рівності коефіцієнтів Пуассона ($\nu_1=\nu_2=\nu_3=0,2$)

Аналіз графічних залежностей показує, що у центральному стержні в усіх випадках виникають напруження стиску, які є постійними вздовж радіуса. У бетоні на поверхні контакту арматурним стержнем у центрі напруження співпадають з напруженнями в металі. Із збільшенням поточного радіуса напруження з області стиску переходять в область розтягу і найбільших значень досягають на границі контакту із зовнішньою трубою. У товщині зовнішньої труби виникають напруження розтягу. На внутрішній поверхні сталеві оболонки ці напруження співпадають з напруженнями в бетоні. У шарах, наближених до зовнішньої поверхні, дані напруження зменшуються і на поверхні $r=R_3$ рівні між собою.

У випадку, коли коефіцієнти лінійного розширення α_t ($i=1, 2, 3$) рівні між собою (штрихова лінія), максимальні напруження стиску в області 1 зменшуються на 43%, а напруження розтягу в областях 2 і 3 зменшуються на 62%. При рівних ν_i ($i=1, 2, 3$) (штрихпунктирна лінія) напруження зменшують свою величину на 43% в області 1, 2, 3.

На рисунку 2.17 подана залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r при різних параметрах пружності сталі і бетону.

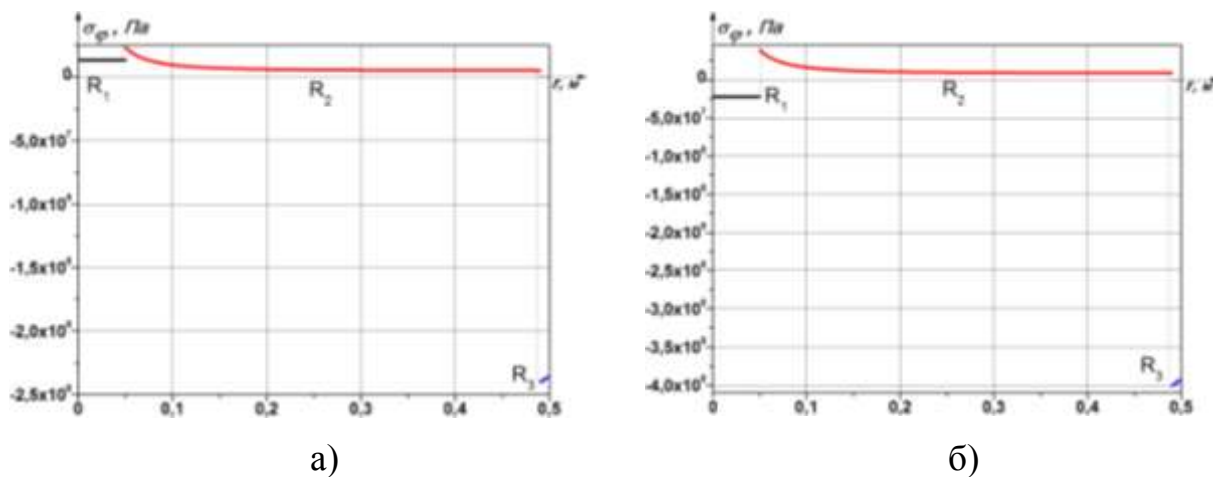


Рисунок 2.17 – Залежність величини кільцевих температурних напружень від радіуса r при різних параметрах пружності сталі і бетону:

а) при $t_c=300^\circ\text{C}$; б) при $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз даних на рисунку доводить, що в областях 1 і 2 спостерігаються напруження розтягу, а в області 3 фіксуються напруження стискання, за даних умов максимальні напруження стискання спостерігаються на зовнішній поверхні сталеві обойми ($\sigma_\varphi=240$ МПа).

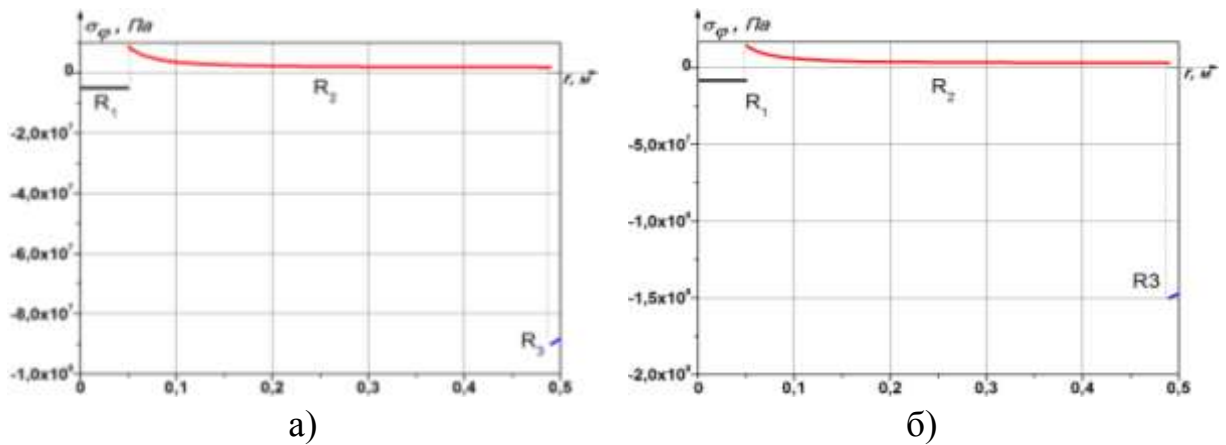


Рисунок 2.18 – Залежність значення кільцевих температурних напружень від радіуса r при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = \alpha_t^{(3)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$:

a) при $t_c = 300^\circ\text{C}$; б) при $t_c = 500^\circ\text{C}$

На рисунку 2.18 подана залежність значення кільцевих температурних напружень від радіуса r . При однакових $\alpha_t^i = 12 \cdot 10^{-6} 1/K$ ($i=1, 2, 3$) максимальні напруження стиску зменшуються на 62% у порівнянні з напруженнями, зображеними на рисунку 2.16 а.

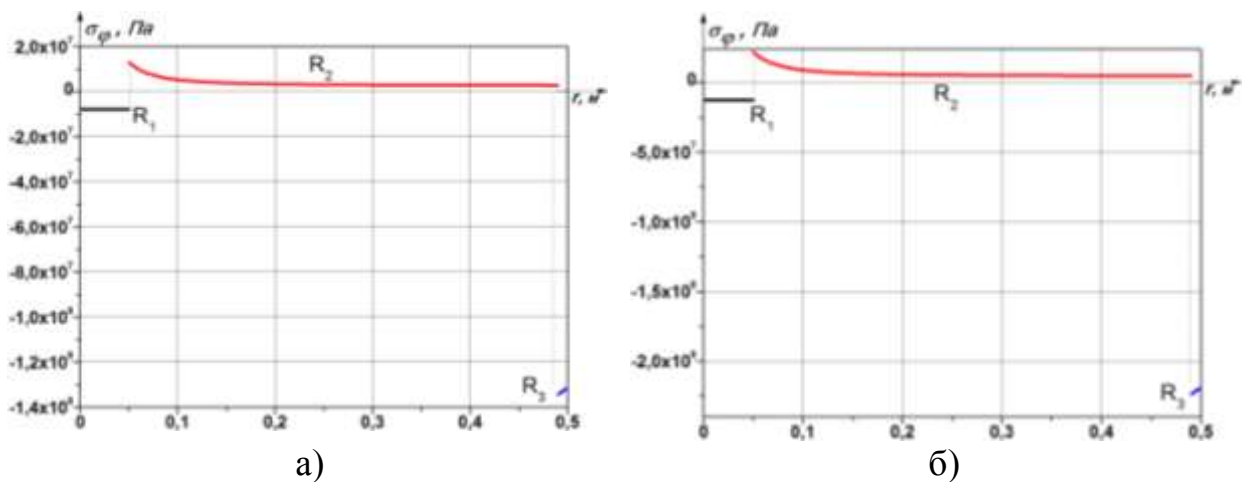


Рисунок 2.19 – Зміна величини кільцевих температурних напружень вздовж радіуса r при $\nu_1 = \nu_2 = \nu_3 = 0,2$: *a) при $t_c = 300^\circ\text{C}$; б) при $t_c = 500^\circ\text{C}$*

На рисунку 2.19 показана залежність інтенсивності кільцевих температурних напружень від радіуса r . При однакових $\nu^{(i)} = 0,2$ ($i=1,2,3$) максимальні напруження зменшують свою величину на 44% по відношенню до напружень, зображених на рисунку 2.16 а.

На рисунку 2.20 наведена залежність інтенсивності осьових температурних напружень від радіуса для різних значень параметрів пружності сталі і бетону.

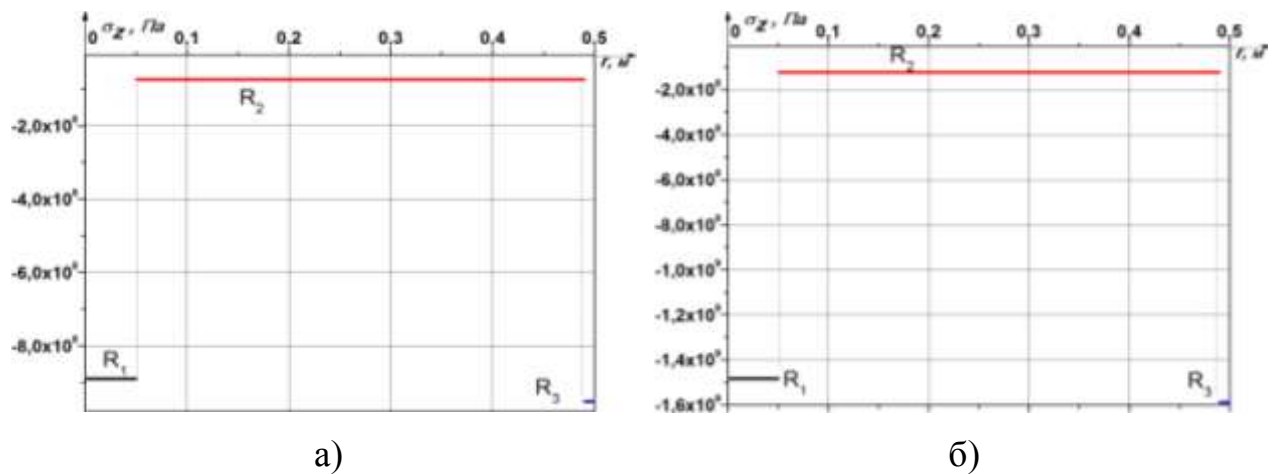


Рисунок 2.20 – Залежність інтенсивності осьових температурних напружень від радіуса для різних значень параметрів пружності сталі і бетону: а) $t_c=300^\circ\text{C}$; б) $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз графічних залежностей рисунку 2.20 показує, що напруження працюють на стиск. Максимального значення вони досягають в зовнішній оболонці і дорівнюють $\sigma_z=-9.53 \cdot 10^8$ Па.

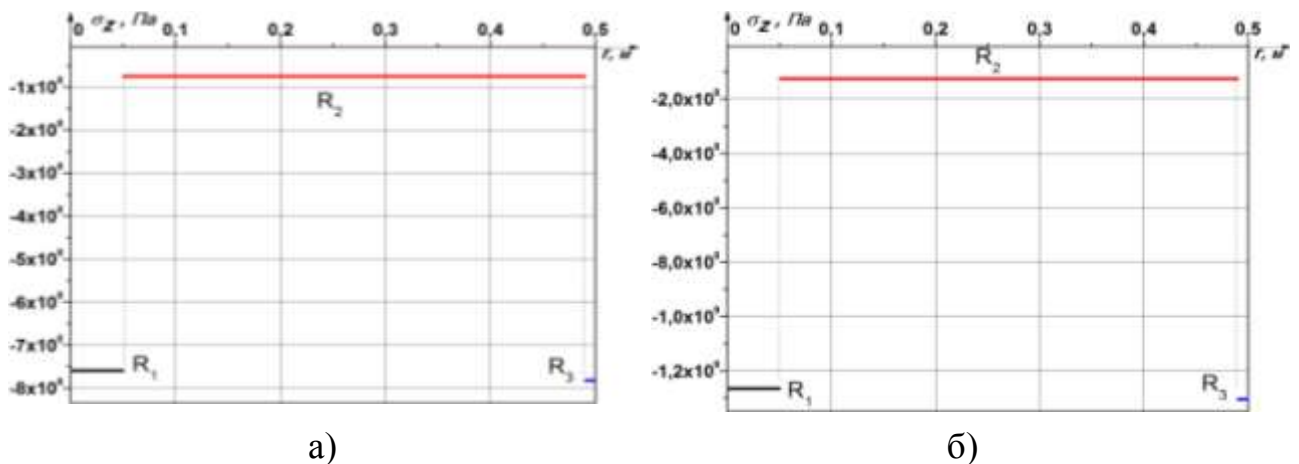


Рисунок 2.21 – Зміна величини осьових температурних напружень вздовж радіуса r при $\alpha_t^{(1)} = \alpha_t^{(2)} = \alpha_t^{(3)} = 12 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$: а) $t_c=300^\circ\text{C}$; б) $t_c=500^\circ\text{C}$

Аналіз рисунка 2.21 показує, що при однакових $\alpha_t^{(i)} = 12 \cdot 10^{-6}$ ($i=1, 2, 3$) максимальні температурні напруження зменшуються на 18%.

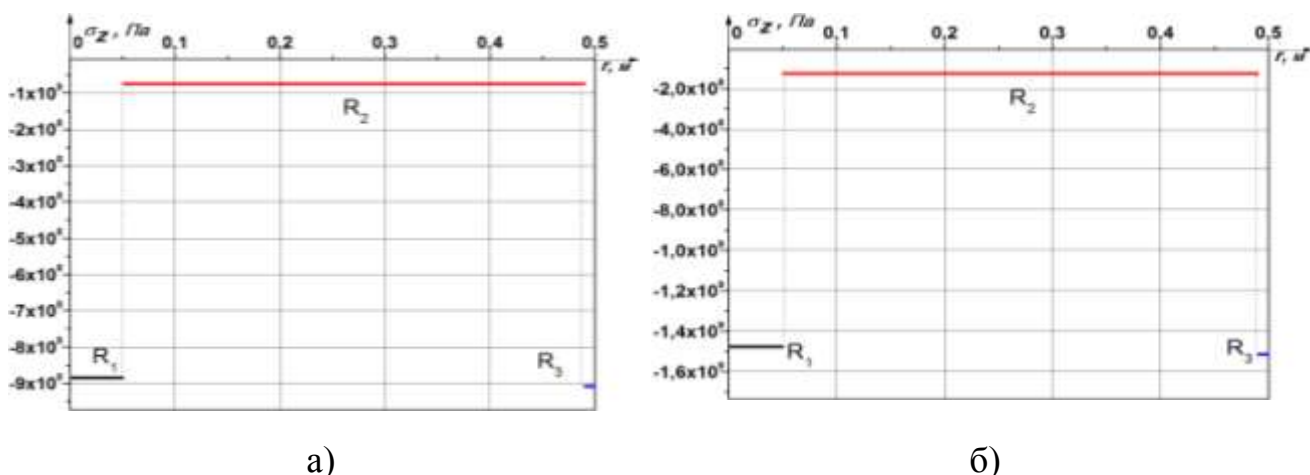


Рисунок 2.22 – Залежність інтенсивності осьових температурних напружень від радіуса r при $\nu_1 = \nu_2 = \nu_3 = 0,2$: а) при $t_c = 300^\circ\text{C}$; б) при $t_c = 500^\circ\text{C}$

Аналіз графічних залежностей 2.22 показує, що при однакових $\nu_i = 0,2$ ($i=1, 2, 3$) величини осьових температурних напружень вздовж радіуса зменшуються на 4,6% порівняно з напруженнями, зображеними на рисунку 2.20.

2.4. Висновки за розділом

1. Розроблено математичне описання для дослідження температурних напружень в трубобетонній колоні залежно від її конструктивних параметрів, фізико-механічних властивостей сталі і бетону та значень температури.

2. Виявлено вплив різниці модулів пружності та коефіцієнтів Пуассона бетону і сталі на температурні напруження в трубобетонній колоні.

3. За умови рівності значень ТКЛР радіальні напруження розтягу в бетоні і металевій трубі на поверхні їх з'єднання зменшуються на 62%, а напруження стиску на поверхні з'єднання центрального арматурного стержня і бетону – на 43%. За умов рівності коефіцієнтів Пуассона напруження зменшують свою величину в сталі і бетоні на 43%.

4. Встановлено, що при рівних значеннях ТКЛР кільцеві температурні напруження зменшують інтенсивність на 62%, а при однакових коефіцієнтах Пуассона зменшують свою величину на 44%.

5. Виявлено, що поздовжні температурні напруження є стискальними. При однакових ТКЛР вони зменшують інтенсивність на 18%, а при рівних коефіцієнтах Пуассона бетону та сталі – зменшують свою величину на 4,6%.

Результати досліджень опубліковано в [82], [56], [63], [55], [84].

РОЗДІЛ 3

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПОВЕДІНКИ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН В УМОВАХ ПОЖЕЖІ

Висока несуча здатність при порівняно невеликих габаритних розмірах перерізу, технологічність та економічність обумовлюють широке використання трубобетонних колон. Такі переваги пояснюються вдалою конструктивною схемою, що забезпечує блокування тріщиноутворення у бетоні сталеву обоймою. При аналізі пожежної безпеки об'єктів будівництва, які мають у своїй основі каркаси із трубобетонними колонами, мають бути наявні надійні розрахункові методи, що мають достатню базу математичних моделей, початкових та довідникових даних у широкому діапазоні стандартних класів вогнестійкості. Це можна побачити при аналізі робіт, присвячених вогнестійкості сталезалізобетонних конструкцій [69, 75], та відповідних стандартів для розрахункових методів [34, 96].

Можна припустити, що збереження здатності до опору сталеву обоймою є найважливішою умовою забезпечення несучої здатності всієї трубобетонної колони. Вихід з ладу або зменшення жорсткості сталеві оболонки має визначальне значення при роботі конструкції в умовах пожежі. Під дією теплового впливу пожежі матеріал сталеві обойми деградує, зменшуючи свою міцність та характеристики пружності з високою швидкістю, оскільки знаходиться під безпосереднім впливом середовища пожежі [106].

З метою створення методики визначення вогнестійкості трубобетонних колон розрахунковим шляхом було розроблено математичну модель на основі методу кінцевих елементів.

Для дослідження межі вогнестійкості ТБК необхідно дослідити розподіл температурного поля в товщині всієї конструкції. Поява температурних деформацій при обмеженні переміщення конструкції або їх нерівномірний розподіл у внутрішніх шарах бетону є причиною появи великих температурних напружень і зумовлює утворення та поширення температурних тріщин. У

вказаному випадку температурні деформації бетону мають дві складові: вільну температурну деформацію, пропорційну зміні температури, і так звану напружену деформацію, що виникає внаслідок дії температурних напружень.

3.1. Розрахунок розподілів температур у трубобетонній колоні

Для дослідження впливу розподілу нестационарного температурного поля у товщині ТБК за умов пожежі розроблено методику її дослідження та математичну модель, яка дозволяє врахувати зміну температури навколишнього середовища за стандартним температурним режимом пожежі.

3.1.1. Розрахункова схема трубобетонної колоні

Згідно із рекомендаціями, наведеними у роботах [74, 100], була визначена конструкція трубобетонної колоні без внутрішнього армування для проведення дослідження її напружено-деформованого стану. При цьому були визначені основні конструктивні особливості, які полягають у наступному.

1. Відсутні внутрішні арматурні включення.
2. Досліджувана колона має переріз круглої форми.
3. Товщина сталевий обійми відповідає рекомендаціям [75, 76].
4. З'єднання колоні з обох кінців з іншими елементами відбувається за допомогою шарнірів (як найбільш небезпечний варіант).
5. Стискальне навантаження прикладається до верхнього кінця сталевий обійми і дорівнює 0,5 від максимального навантаження (із врахуванням середнього коефіцієнту запасу).

На рис. 3.1. наведена структурна схема перерізу колоні.

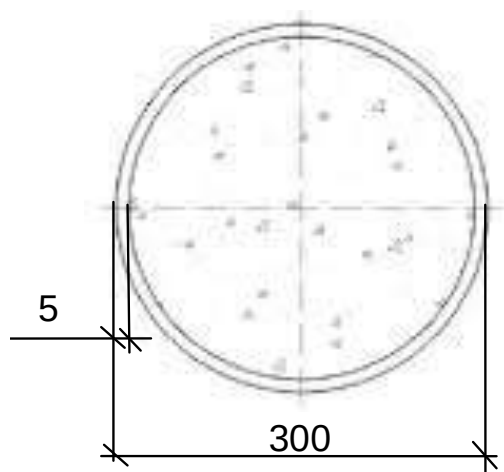


Рисунок 3.1 – Структурна схема перерізу трубобетонної колони

При виконанні розрахунку було прийнято розрахункову схему до теплотехнічної задачі, яку наведено на рис. 3.2.

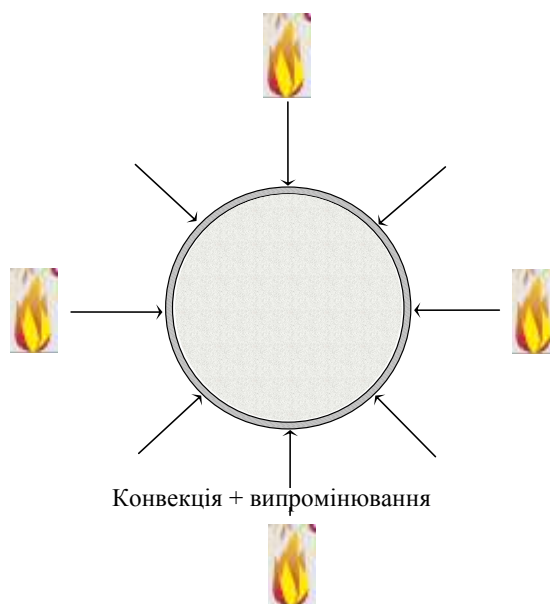


Рисунок 3.2 – Схема теплового впливу на ТБК

На рис. 3.3 наведена розрахункова схема трубобетонної колони

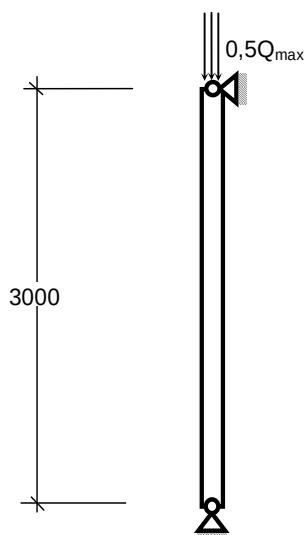


Рисунок 3.3 – Розрахункова схема трубобетонної колони

3.1.2. Математична модель теплопровідності у трубобетонній колоні при впливі стандартного температурного режиму пожежі

Для розрахунку температурного розподілу у перерізі ТБК під впливом стандартного температурного режиму пожежі, були використані основні припущення, математичні моделі та методики узагальнений інженерного підходу, який застосовувався у роботах багатьох авторів [5, 47, 89] та рекомендується у стандартах [96]. Даний підхід базується на таких основних посиланнях:

1. Для рішення теплової задачі використовується рівняння теплопровідності з граничними умовами III роду при врахуванні конвекційного і променистого теплообміну між пожежею та поверхнею елемента, коефіцієнти якого визначаються залежностями від температури.

2. Номінальний температурний режим пожежі - це стандартна температурна крива пожежі, що визначається за виразом (3.5) і рекомендована стандартом [96].

3. Розрахункова область колони для теплотехнічної задачі включає у себе тільки бетон та сталеву обойму, оскільки арматурні стержні мають порівняно

малі геометричні розміри у перерізі та значно більшу теплопровідність, ніж бетон.

4. Бетон має теплофізичні характеристики, представлені температурними залежностями згідно EN 1994–1–2: 2004 Eurocode 4.

5. Рівняння теплопровідності має наближений розв’язок за допомогою методу кінцевих елементів з використанням комп’ютерної системи ANSYS APDL.

Рівняння теплопровідності застосовувалося у вигляді, поданому нижче [76]:

$$c_p(\theta)\rho(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial y}\right) \quad (3.1)$$

де $c_p(\theta)$ – питома теплоємність, залежна від температури θ , Дж/(кг·К); $\lambda(\theta)$ – коефіцієнт теплопровідності, залежний від температури θ , Вт/(м·К); $\rho(\theta)$ – густина, залежна від температури θ , кг/(м³); θ – температура, °С.

Рівняння теплопровідності були доповнені граничними умовами III роду [96, 5, 47, 89], що мають такий вигляд:

$$-\lambda(T)\frac{\partial T}{\partial r} = \alpha(T_p - T_w) \quad (3.2)$$

де α – коефіцієнт теплообміну, Вт/(м²·К); T_w – температура поверхні елемента, °С; T_p – температура номінального температурного режиму пожежі, °С.

Коефіцієнт теплообміну враховує як конвекцію, так і променевий теплообмін між простором приміщення, охопленого пожежею та поверхнею колони. Для описання коефіцієнту теплообміну застосовують припущення, що полягає у записі виразу, який складається з двох доданків і наведений нижче:

$$\alpha = \alpha_p + \alpha_k, \quad (3.3)$$

де α_p – коефіцієнт променистої складової теплообміну, Вт/(м²·К).

За положеннями другої частини EN 1991–1–2 Eurocode 1 [95] складові, що відповідають конвективному та променевому теплообміну можна описати за допомогою виразів:

$$\alpha_K = 25 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}) - \text{поверхня під впливом пожежі};$$

$$\alpha_P = \varepsilon \cdot \sigma \cdot \frac{T_W^4 - T_P^4}{T_W - T_P}, \quad (3.4)$$

де $\varepsilon_c = 0,7$ – ступінь чорноти поверхні бетону [96]; $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$ – константа Стефана-Больцмана.

Температура середовища пожежі змінюється за стандартним температурним режимом

$$T_P = 20 + 345 \cdot \lg(8\tau + 1). \quad (3.5)$$

Для реалізації теплового розрахунку температури у труобетонній колоні були використані теплофізичні характеристики бетону згідно із положеннями другою частиною Eurocode 4 [98]. Цей стандарт рекомендує використовувати для бетону температурні залежності коефіцієнта теплопровідності та питомої теплоємності згідно формул, наведених у табл. 3.1.

Таблиця 3.1

Теплофізичні характеристики бетону труобетонної колони

Коефіцієнт теплопровідності, $\lambda(t)$, Вт/(м·°C)	Об'ємна питома теплоємність, $c_p(t) \cdot \rho$, Дж/(м³·°C)	Густина, кг/м³
Звичайний бетон на гранітному заповнювачі (II частина Eurocode 4)		
$2 - 0,2451 \frac{t}{100} + 0,0107 \left(\frac{t}{100} \right)^2$	900ρ при $20^\circ\text{C} \leq t \leq 100^\circ\text{C}$, $(900 + (t - 100))\rho$ при $100^\circ\text{C} < t \leq 200^\circ\text{C}$, $(1000 + 0,5(t - 100))\rho$ при $200^\circ\text{C} < t \leq 400^\circ\text{C}$, 1100ρ при $400^\circ\text{C} < t \leq 1200^\circ\text{C}$	2300

Залежності теплофізичних характеристик бетону від температури нагрівання у вигляді графіків наведені на рис. 3.4.

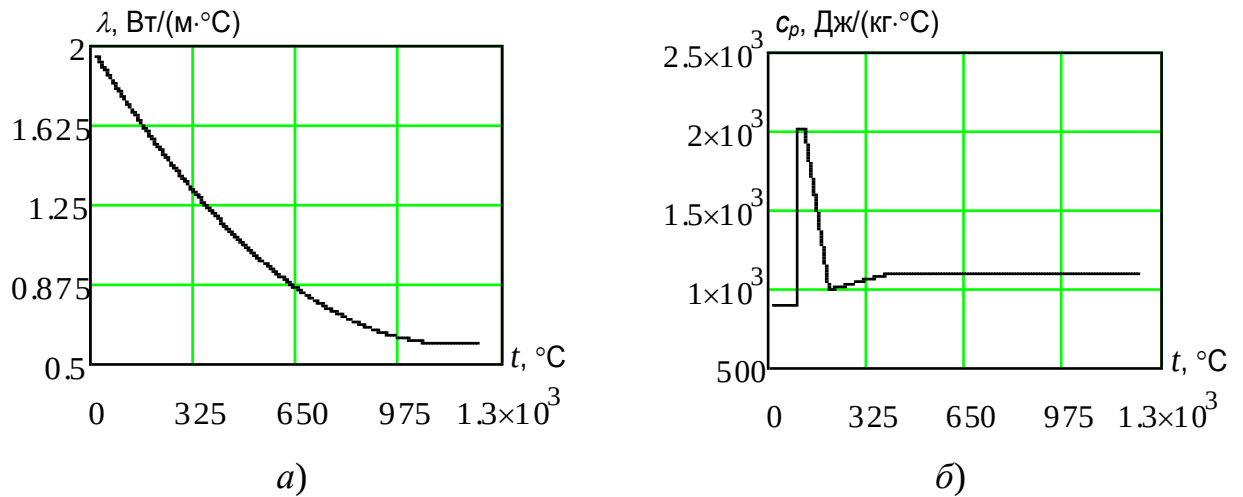


Рисунок 3.4 – Температурні залежності теплофізичних характеристик бетону:

а) – коефіцієнт теплопровідності; б) – теплоємність

Теплофізичні характеристики сталеві обійми ТБК визначаються згідно із рекомендаціями, наведеними у другій частині Eurocode. В табл. 3.2 наведено формули, що визначають температурні залежності цих теплофізичних характеристик.

Таблиця 3.2

Теплофізичні характеристики арматурної сталі ТБК

Коефіцієнт теплопровідності, $\lambda(t), \text{Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$	Питома теплоємність, $c_p(t), \text{Дж}/(\text{кг} \cdot ^\circ\text{C})$	Густина, $\rho_s, \text{кг}/\text{м}^3$
Сталь конструкційна звичайна (II частина Eurocode 4)		
$54 - 3,33 \cdot 10^{-2} t$ при $20^\circ\text{C} \leq t \leq 800^\circ\text{C}$, 27,3 при $t > 800^\circ\text{C}$.	$425 + 0,773 t - 1,69 \cdot 10^{-2} t^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} t^3$ при $20^\circ\text{C} \leq t \leq 600^\circ\text{C}$, $666 - 13002/(t - 738)$ при $600^\circ\text{C} < t \leq 735^\circ\text{C}$, $545 + 17820/(t - 731)$ при $735^\circ\text{C} < t \leq 900^\circ\text{C}$, 650 при $900^\circ\text{C} < t \leq 1200^\circ\text{C}$	7850

Температурні залежності теплофізичних характеристик сталі обойми труботетонної колони, наведені у табл. 3.2, представлені на рис. 3.5 у вигляді графіків.

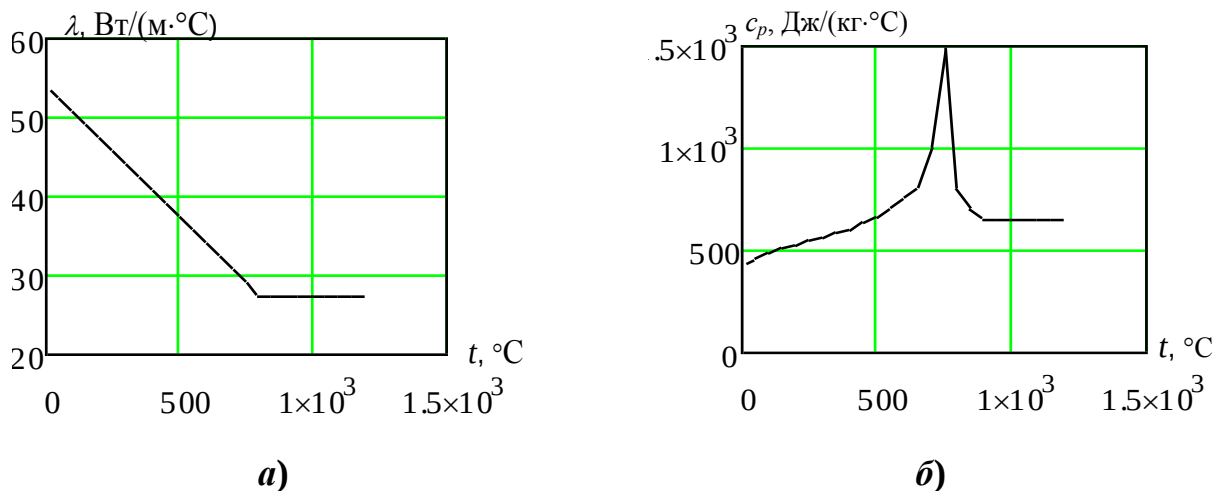


Рисунок 3.5 – Теплофізичні характеристики сталевий обойми труботетонної колони: а) – коефіцієнт теплопровідності; б) – теплоємність

Параметри, що входять до виразів (3.2) – (3.4), які визначають граничні умови, прийняті згідно з положеннями частин Eurocode 1 та Eurocode 4, які регламентують розрахунок конструкцій на вогнестійкість. Ці числові параметри зведені до табл. 3.3.

Таблиця 3.3

Характеристики граничних умов для труботетонної колони

Характеристика	Познач.	Один. вимир.	Величина	Джерело
Сторона, яка обігрівається				
Коефіцієнт для конвективної складової теплообміну	α_c	Вт/(м ² ·°C)	25	EN 1991–1–2 Eurocode 1
Ступінь чорноти	ε		0,7	EN 1994–1–2 Eurocode 4

3.1.3. Чисельний метод розв'язку задачі теплопровідності

Вираз для апроксимації рівняння теплопровідності при використанні МКЕ має такий вигляд:

$$[C_e] \{\theta_e\} + [K_e] \{\theta_e\} = \{Q_e\}, \quad (3.6)$$

де $[C_e] = \rho \cdot C_p \int_V \{N\} dV$ – матриця описання для теплоємності кінцевих елементів

(КЕ); $[K_e] = \int_V [B]^T [D] [B] dV$ – матриця для запису розподілу теплопровідності

КЕ;

$[B] = \{L\} \{N\} \theta$ – матриця інтерполяції температур в області, обмеженій границями КЕ;

$\theta = \{N\}^T \{\theta_e\}$ – температура у середині області, обмеженої КЕ;

$\{\theta_e\}$ – вектор температур у вузлах КЕ;

$[D] = \begin{bmatrix} \lambda_x(\theta) & 0 \\ 0 & \lambda_y(\theta) \end{bmatrix}$ – матриця коефіцієнтів теплопровідності;

$\{L\} = \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \right\}^T$ – матриця-вектор диференціального оператора;

$\{Q_e\} = q_w \int_S \{N\} ds$ – матриця для описання теплових потоків на границях КЕ;

$\{N\}$ – матриця, що визначає тип інтерполяційних поліномів між вузлами КЕ.

Для наближеного розв'язку нестационарного рівняння теплопровідності (3.1) з метою визначення температурних розподілів записується апроксимаційна формула у вигляді системи нелінійних рівнянь у матричному вигляді

$$[K]\{\theta_e\} = \{Q_e\}, \quad (3.7)$$

де $[K]$ – еквівалентна матриця теплопровідності, що записується через питому теплоємність, густину та коефіцієнти теплопровідності бетону та сталевих об'єктів;

Система рівнянь (3.7) у більш узагальненому вигляді має вигляд

$$\{P(\theta)\} = \{Q_e\} , \quad (3.8)$$

де $\{P(\theta)\}$ – матриця-вектор внутрішніх теплових потоків у вузлах кінцевих елементів, який визначається за густиною теплових потоків по гранях елемента.

Система нелінійних рівнянь (3.8) вирішується ітераційним методом, який називається методом Ньютона-Рафсона [91]. За алгоритмом обчислювальних процедур даного методу у даній постановці основною процедурою є мінімізація нев'язності, яка записана у вигляді:

$$\{\Phi\} \equiv \{Q_e\} - \{P(\theta)\} \rightarrow \{0\} . \quad (3.9)$$

При здійсненні розрахунків за методом Ньютона-Рафсона для даної системи використаний усічений ряд Тейлора із обов'язковим формуванням вектора залишкової нев'язності. Це дає змогу переписати існуючу систему у вигляді системи лінійних алгебраїчних рівнянь. Це, в свою чергу, дає можливість наближеного розв'язку шляхом проведення ітерацій. Система рівнянь, що лінеаризує систему (3.7), записується у матричній формі:

$$[K_T^{(i-1)}] \{\Delta \theta_e^{(i)}\} = \{Q^{(i)}\} - \{P^{(i)}\} . \quad (3.10)$$

При використанні означеного підходу здійснюються рівноважні ітерації ($i = 1, 2, 3, \dots$) і, як результат, визначаються нові значення температур на поточному кроці із застосуванням виразу:

$$\{\theta^{(i)}\} = \{\theta^{(i-1)}\} + \{\Delta\theta^{(i)}\}. \quad (3.11)$$

Такий ітераційний процес триває до досягнення наперед заданої збіжності, що зумовлена вимогами до точності отриманих даних.

У рівнянні (3.10) поточні члени дотичної матриці $[K_T]$ отримуються за виразом

$$[K_T^{(i-1)}] \equiv \left(\frac{d\{\Phi\}}{d\{\theta\}} \right)_{i-1}. \quad (3.12)$$

При записі матриці-вектора $\{\Phi\}$ в усічений ряд Тейлора використовується вираз, наведений нижче:

$$\{\Phi^{(i)}\} \cong \{\Phi^{(i-1)}\} + [K_T^{(i-1)}]\{\Delta\theta^{(i)}\}, \quad (3.13)$$

де $\{\Delta\theta^{(i)}\} = \{\theta^{(i)}\} - \{\theta^{(i-1)}\}$ – вектор приросту температури для здійснення наступної ітерації.

У рівнянні (3.10) $\{Q^{(i)}\}$ – матриця-вектор теплових потоків у вузлах КЕ, що обчислюється при побудові матриці-вектора зовнішнього теплового потоку, визначеного граничними умовами температурного впливу пожежі $\{Q_{0n}\}$, а також записаної матриці еквівалентної теплопровідності $[K]$, залежної від поточних температур, обчислених на певному часовому кроці; $\{\bar{P}\}$ – еквівалентна матриця-вектор внутрішніх теплових потоків у вузлах КЕ, що визначаються при побудові еквівалентної матриці теплопровідності шляхом чисельного інтегрування за часом матриці-вектора $\{\Delta\theta^{(i)}\}$ за методом Ейлера при застосуванні формули:

$$\{\theta_{n+1}\} - \{\theta_n\} = \Delta t_n (1 - \varsigma) \{\dot{\theta}_n\} + \Delta t_n \varsigma \{\dot{\theta}_{n+1}\}, \quad (3.14)$$

де Δt_n – часовий крок інтегрування; $\zeta = 0,5$ – параметр Ейлера, що застосовує неявну обчислювальну схему Кранка-Ніколсона.

Еквівалентна матриця теплопровідності $[K]$ будується за виразом, поданим нижче:

$$[K] = \frac{1}{\zeta \Delta t_n} [C_e] + [K_e], \quad (3.15)$$

Для переобчислення вектора граничних теплових потоків $\{Q(\theta)\}$ проводяться розрахунки за формулою:

$$\{Q_n(\theta)\} = \{Q_e\} + \frac{1-\zeta}{\zeta} [C_e] \{\dot{\theta}\}_n - [K_e] \{\theta_n\}. \quad (3.16)$$

3.1.4. Кінцево-елементна схема ТБК для теплотехнічного розрахунку

Для дискретизації розрахункової області розв'язку теплової задачі за методом кінцевих елементів [57] використано гексаедричний КЕ лагранжевого типу, форма якого наведена на рис. 3.6.

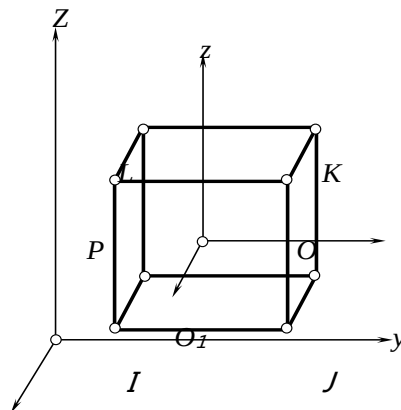


Рисунок 3.6 – Геометрія об'ємного кінцевого елемента для розв'язку теплової задачі

Поліноми Лагранжа для інтерполяції температури записуються у вигляді формул [91]:

$$\begin{aligned}
 u_X &= \frac{1}{8}(u_{LX}(1-x)(1-y)(1-z) + u_{KX}(1-x)(1-y)(1-z) + \dots + u_{IX}(1-x)(1-y)(1-z)); \\
 u_Y &= \frac{1}{8}(u_{LY}(1-x)(1-y)(1-z) + u_{KY}(1-x)(1-y)(1-z) + \dots + u_{IY}(1-x)(1-y)(1-z)); \\
 u_Z &= \frac{1}{8}(u_{LZ}(1-x)(1-y)(1-z) + u_{KZ}(1-x)(1-y)(1-z) + \dots + u_{IZ}(1-x)(1-y)(1-z));
 \end{aligned} \quad (3.17)$$

У даному випадку об'ємний КЕ обрано в силу специфіки вирішення подібних задач у програмному середовищі ANSYS. Двовимірність розрахункової області зумовлена одним шаром кінцевих елементів, що моделюють переріз колони, як це проілюстровано на рис. 3.7, де подана кінцево-елементна схема даного перерізу.

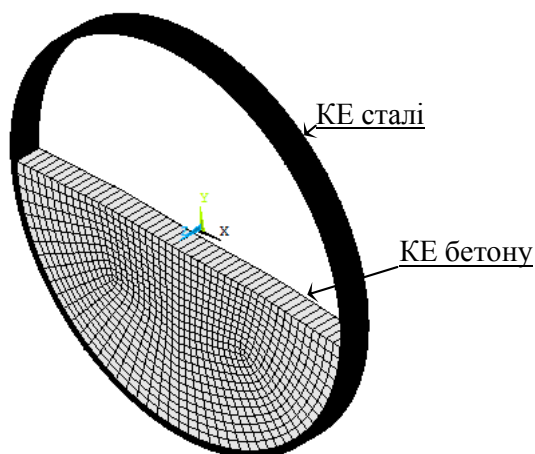


Рисунок 3.7 – Кінцево–елементна схема трубобетонної колони

3.1.5. Результати розв'язку теплотехнічної задачі для трубобетонної колони при впливі стандартного температурного режиму пожежі

У результаті проведення обчислень при вирішенні теплової задачі були одержані температурні розподіли у перерізі трубобетонної колони, наведені на рис. 3.8. Розподіли на рис. 3.8 дозволили виявити найбільш нагрітий елемент перерізу колони. Ним виявилася обойма.

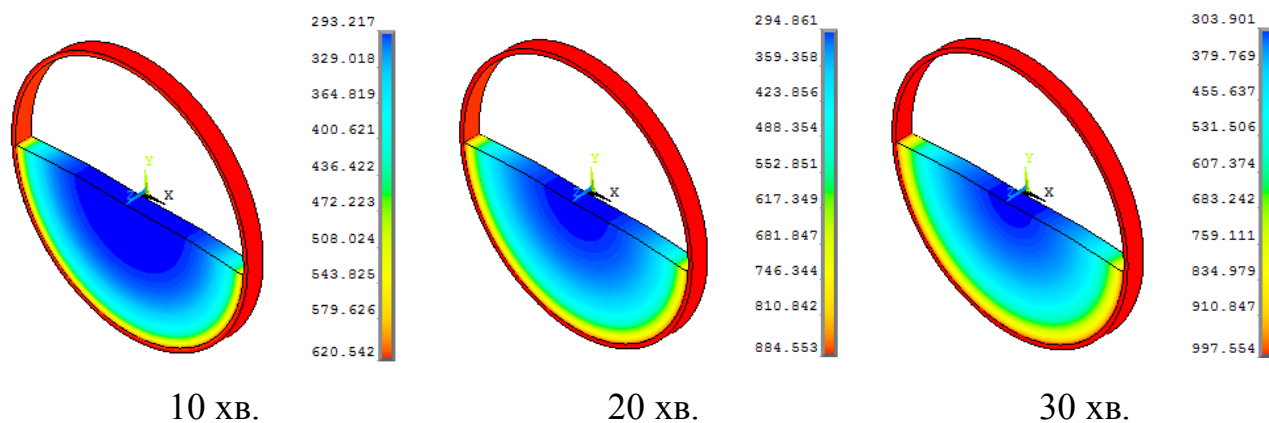


Рисунок 3.8. – Температурні розподіли в перерізі трубобетонної колони у різні моменти часу впливу пожежі із стандартним температурним режимом

На рис. 3.9–3.10 подані залежності температури нагрівання точок перерізу трубобетонної колони із різними положеннями від часу у вигляді графіків.

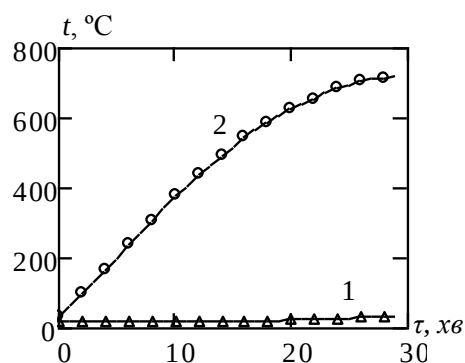


Рисунок 3.9 – Температури прогріву різних точок перерізу ТБК під впливом стандартного температурного режиму пожежі залежно від часу:

1 – середина колони; 2 – поверхня сталевій обійми колони

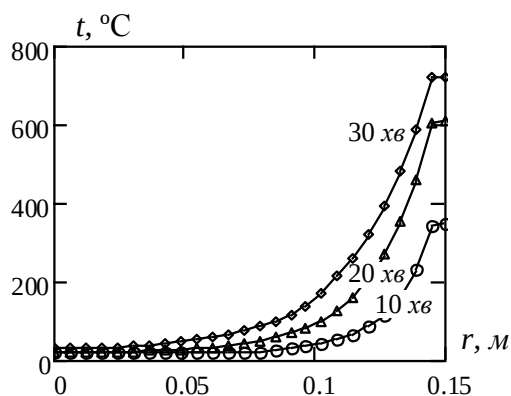


Рисунок 3.10 – Розподіл температури за радіусом ТБК у різні моменти часу

Результати розрахунків температури прогрівання трубобетонної колони свідчать, що її сталева обойма протягом 15 хв впливу стандартного температурного режиму пожежі нагрівається до температури 500 °C, що є критичним значенням [53]. Отримані результати розв'язку теплової задачі дозволяють виконати розрахунок несучої здатності.

3.2. Чисельне дослідження напружено-деформованого стану ТБК в умовах термосилового впливу пожежі

3.2.1. Математична модель напружено-деформованого стану у трубобетонній колоні в умовах термосилового впливу пожежі

Для моделювання напружено-деформованого стану трубобетонної колони в умовах високотемпературного впливу пожежі із стандартним температурним режимом запропоновано узагальнений інженерний підхід, заснований на використанні методу кінцевих елементів. Використаний метод базується на наступних посиленнях.

1. Розрахунок напружено-деформованого стану у внутрішніх шарах трубобетонної колони проводиться із використанням методу кінцевих елементів із нелінійним поведінням матеріалу.

2. Характеристики пружності та міцності матеріалу мають нелінійні залежності від поточної деформації і температури, при цьому допускаються значні деформації елементів конструкцій, що співставляються з їх розмірами.

3. При визначенні температурозалежних характеристик матеріалів та параметрів напружено-деформованого стану використовується температурний розподіл у трубобетонній колоні під впливом пожежі із стандартним температурним режимом, який було отримано шляхом розв'язання теплотехнічної задачі, наведеної у п. 3.1.5 цієї роботи.

4. Отримані системи нелінійних рівнянь, записані за методом кінцевих елементів, вирішуються із застосуванням методу ітерацій Ньютона-Рафсона та із покроковим нарощуванням механічного навантаження, що діє на початковому етапі, а також із покроковим нарощуванням температурних навантажень на останній стадії розрахунку з інтервалом 1 хв.

5. Для визначення параметрів напружено-деформованого стану у внутрішніх шарах трубобетонної колони під впливом стандартного температурного режиму пожежі застосовуються повні діаграми деформування бетону та сталевих обойми із спадною гілкою.

6. Робота пошкодженого елемента і умови його пошкодження визначаються прийнятою теорією міцності бетону.

7. Ознаками втрати несучої здатності і, відповідно, руйнування елемента трубобетонної колони є:

- виникнення незбіжності процесу обчислення з причини порушення геометричної сталості системи;
- виникнення критичних пластичних деформацій в точках інтегрування кінцевих елементів моделі;
- досягнення критичних величин глобальних переміщень точок трубобетонної колони.
- виникнення критичних величин швидкості нарощування переміщень точок елементів трубобетонної колони.

3.2.2. Математичні моделі напружено-деформованого стану у трубобетонній колоні і їх чисельна реалізація

Моделі, що використовувалися для вирішення статичної задачі, обиралися, виходячи з сучасного підходу до моделювання НДС сталезалізобетону [27, 33, 91]. У табл. 3.3 зведені основні математичні моделі НДС сталобетону.

Таблиця 3.3

Моделі напружено-деформованого стану сталобетону

Особливість поведінки залізобетону	Використовувана математична модель (метод)	Автор
Базові рівняння НДС	Розв'язувальні рівняння МКЕ	
Модель пластичного деформування бетону та сталевих обойми	Багатошарова модель кінетичного зміцнення за асоційованою теорією пластичної течії	Besseling
Утворення тріщин	Складальний критерій міцності бетону	Willem, Warnke
Фізична і геометрична нелінійність	Метод ітерацій	Newton, Raphson
Пружно-пластичні властивості бетону та сталевих обойми при нагріві	Eurocode 2 EN 1994–1–2: 2004 баз.,	

Для вивчення напружено-деформованого стану ТБК були прийняті основні технічні параметри, наведені у табл. 3.4.

Таблиця 3.4

Основні параметри бетону трубобетонної колони

Параметр	Позначення	Значення	Одиниця виміру
Вологість бетону	u	< 3	%
Густина бетону	ρ_b	2300	кг/м ³
Тип бетону	Звичайний на гранітному заповнювачі	Клас міцності C 30/35 (B30)	

При врахуванні нелінійності механічних властивостей бетону та сталевих обойми використовуються рекомендації другої частини Eurocode 4 [98].

За технічним описанням колони, відповідні характеристики міцності її матеріалів наведені у табл. 3.5.

Міцнісні параметри матеріалів ТБК

Матеріал	Модуль пружності, МПа	Міцність, МПа	Коефіц. Пуассона
Бетон	$1,4 \cdot 10^4$	30	0,2
Сталева обойма	$2,1 \cdot 10^5$	240	0,3

Зниження міцності бетону залежно від температури його нагрівання враховується шляхом множення початкової міцності на коефіцієнт зниження міцності [98]:

$$f_{ck,t}(\theta) = k_{c,t}(\theta) f_{ck,t} \quad , \quad (3.18)$$

де $k_{c,t}(\theta)$ – поточний коефіцієнт зниження міцності бетону, залежний від температури.

Графік залежності коефіцієнту зниження міцності бетону наведений на рис. 3.11.

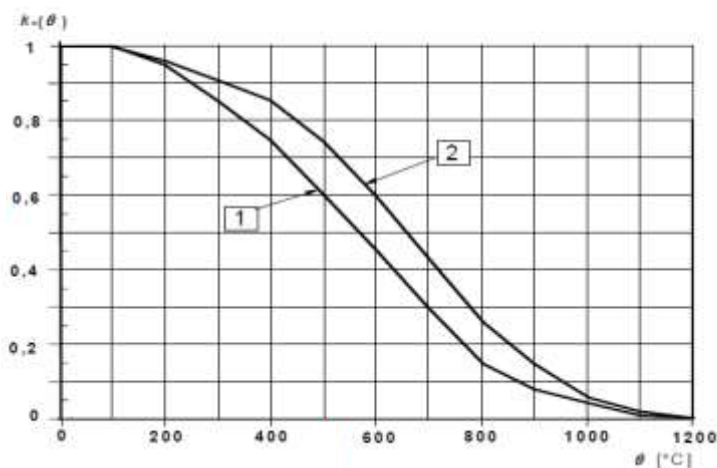


Рисунок 3.11. – Графік залежності коефіцієнту зниження міцності бетону на гранітному заповнювачі (1) і карбонатному заповнювачі (2) від температури нагріву

Для описання нелінійності деформування бетону застосовуються спеціальні діаграми, що визначаються формулами [96, 97]:

$$\text{при } 0 < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c1,T}, \sigma(\varepsilon_c) = \frac{3\varepsilon_c f_{ck,t}(t)}{\varepsilon_{c1,T} \left(2 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1,T}} \right)^3 \right)}, \quad (3.19)$$

$$\text{при } \varepsilon_{c1,T} < \varepsilon_c < \varepsilon_{cu1,t}, \sigma(\varepsilon_c) = f_{ck,t}(t) - \frac{f_{ck,t}(t)(\varepsilon_c - \varepsilon_{c1,T})}{\varepsilon_{cu1,t} - \varepsilon_{c1,T}},$$

ε_c – відносна повна деформація бетону; $\varepsilon_{c1,T}$ – максимальна відносна деформація; $\varepsilon_{cu1,t}$ – гранична відносна деформація.

Дані параметри можна визначити за табл. 3.6 [96, 97].

Таблиця 3.6

Значення характеристик діаграми «напруження – деформація» для звичайного бетону при підвищених температурах

Температура бетону, $t, ^\circ\text{C}$	$\varepsilon_{cu1,t}$	$\varepsilon_{c1,t}$	$k_{c,t}(t)$
20	0,0200	0,0025	1,00
100	0,0225	0,0040	1,00
200	0,0250	0,0055	0,95
300	0,0275	0,0070	0,85
400	0,0300	0,0100	0,75
500	0,0325	0,0150	0,60
600	0,0350	0,0250	0,45
700	0,0375	0,0250	0,30
800	0,0400	0,0250	0,15
900	0,0425	0,0250	0,08
1000	0,0450	0,0250	0,04
1100	0,0475	0,0250	0,01
1200	—	—	0,00

Зниження міцності сталевий обійми колони під час її нагрівання враховується шляхом множення початкової міцності на коефіцієнт зниження міцності сталі

$$f_{sy,t}(t) = k_s(t) f_{yk,t}, \quad (3.20)$$

де $k_s(t)$ – коефіцієнт зниження міцності сталі у залежності від температури. Всі і параметри можна визначити з табл. 3.7 [96, 97].

Таблиця 3.7

Значення параметрів діаграми «напруження – деформація» сталі при підвищених температурах

Температура сталі t [°C]	$E_{s,t}/E_s$	$f_{sp,t}/f_{yk}$	$f_{sy,t}/f_{yk}$
20	1,00	1,00	1,00
100	1,00	1,00	1,00
200	0,90	0,81	1,00
300	0,80	0,61	1,00
400	0,70	0,42	1,00
500	0,60	0,36	0,78
600	0,31	0,18	0,47
700	0,13	0,07	0,23
800	0,09	0,05	0,11
900	0,07	0,04	0,06
1000	0,04	0,02	0,04
1100	0,02	0,01	0,02
1200	0,00	0,00	0,00

Діаграми деформування сталевих об'єктів описуються відповідними формулами, які мають такий вигляд [96, 97]:

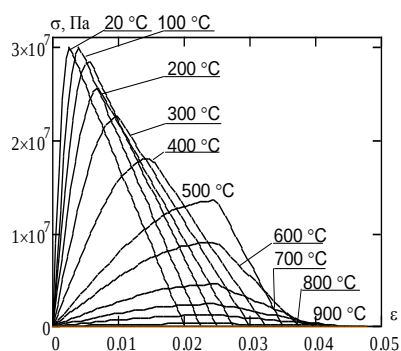
$$\begin{aligned}
 &\text{при } 0 < \varepsilon_s < \varepsilon_{s0} & \sigma_s &= E_{s,t} \varepsilon_s \\
 &\text{при } \varepsilon_{s0} < \varepsilon_s \leq \varepsilon_{sy} & \sigma_s &= f_{sp,t} - c + (b/a)[a^2 - (\varepsilon_{sy} - \varepsilon_s)^2]^{0,5}, \\
 &\text{при } \varepsilon_{sy} \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_{st} & \sigma_s &= f_{sy,t} \\
 &\text{при } \varepsilon_{st} \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_{s2} & \sigma_s &= f_{sy,t} [1 - (\varepsilon_s - \varepsilon_{st})/(\varepsilon_{s0} - \varepsilon_{st})], \\
 &\text{при } \varepsilon_{s2} < \varepsilon_s & \sigma_s &= 0,
 \end{aligned} \tag{3.21}$$

де a , b , c – параметри, які одержують за виразами:

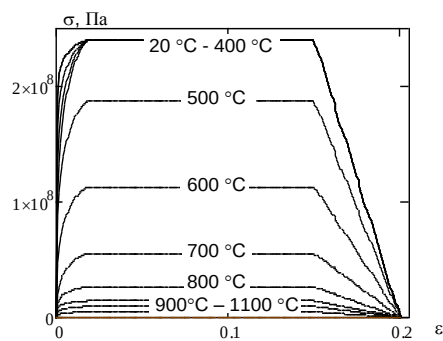
$$\begin{aligned}
 a^2 &= (\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{sp})(\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{sp} + c/E_{s,t}), \quad b^2 = c(\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{sp})E_{s,t} + c^2 \\
 c &= \frac{(f_{sy,t} - f_{sp,t})^2}{(\varepsilon_{sy} - \varepsilon_{sp})E_{s,t} - 2(f_{sy,t} - f_{sp,t})}
 \end{aligned} \tag{3.22}$$

де ε_{sy} – деформація, при якій настає межа текучості; ε_{st} – деформація, при якій починається спадна ділянка діаграми; $f_{sp,t}$ – границя пропорційності сталі; $E_{s,t}$ – температурозалежний модуль пружності сталі.

За рекомендаціями стандартів [96, 97] та даними щодо міцності (див табл. 3.5), були побудовані діаграми деформування бетону та сталеві обойми. Побудовані діаграми подані на рис. 3.12.



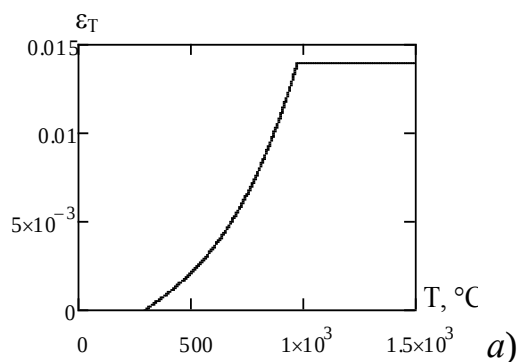
а.



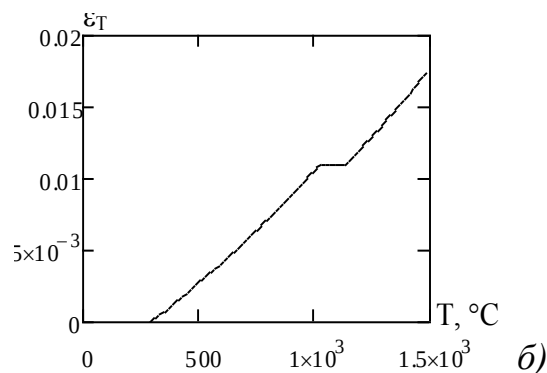
б.

Рисунок 3.12. – Діаграми деформування трубобетонної колони за умов високих температур: а) бетону; б) сталі

Також для врахування впливу температурної деформації бетону та сталеві обойми було використано температурні залежності відповідних коефіцієнтів терморозширення, рекомендовані Eurocode 4. Означені залежності наведені на рис. 3.13 у вигляді температурних кривих.



а)



б)

Рисунок 3.13. – Залежність температурної деформації від температури трубобетонної колони за умов пожежі: а) бетону; б) сталі

3.2.3. Кінцево–елементна схема трубобетонної колони та методика розрахунку її несучої здатності в умовах пожежі

Для здійснення розрахунку застосовано кінцеві елементи для моделювання шару бетону та сталевій оболонки, які мають форму гексаедричного твердотілого елементу лагранжевого типу [27, 52].

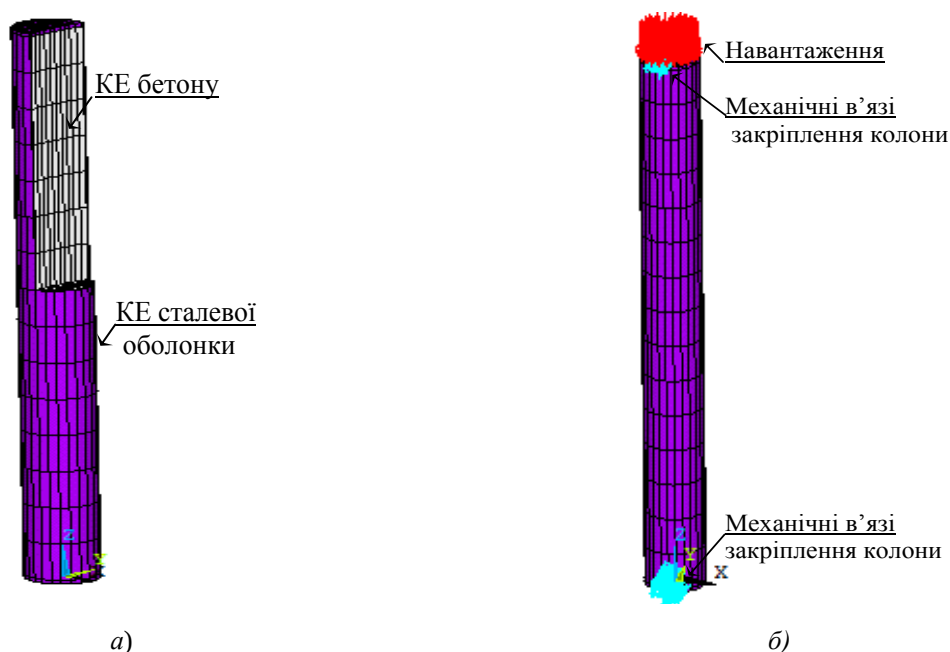


Рисунок 3.14 – Кінцево–елементна схема для вирішення задачі міцності (а) та схема прикладання граничних умов (б)

Форма та атрибути даного елемента були прийняті із врахуванням підходів, розвинутих у роботах [27, 33, 52]. На рис. 3.6 подано його геометрична форма та атрибути. Інтерполяційні функції для даного типу елемента відповідають вигляду поліномів (3.17).

Враховуючи все викладене, була побудована кінцево-елементна схема трубобетонної колони, наведена на рис. 3.14. На рис. 3.14 також наведена схема прикладених до кінцево-елементної схеми граничних умов.

Блок-схема послідовності процесу визначення несучої здатності трубобетонної колони наведена на рис. 3.15 та на рис. 3.16. [59]

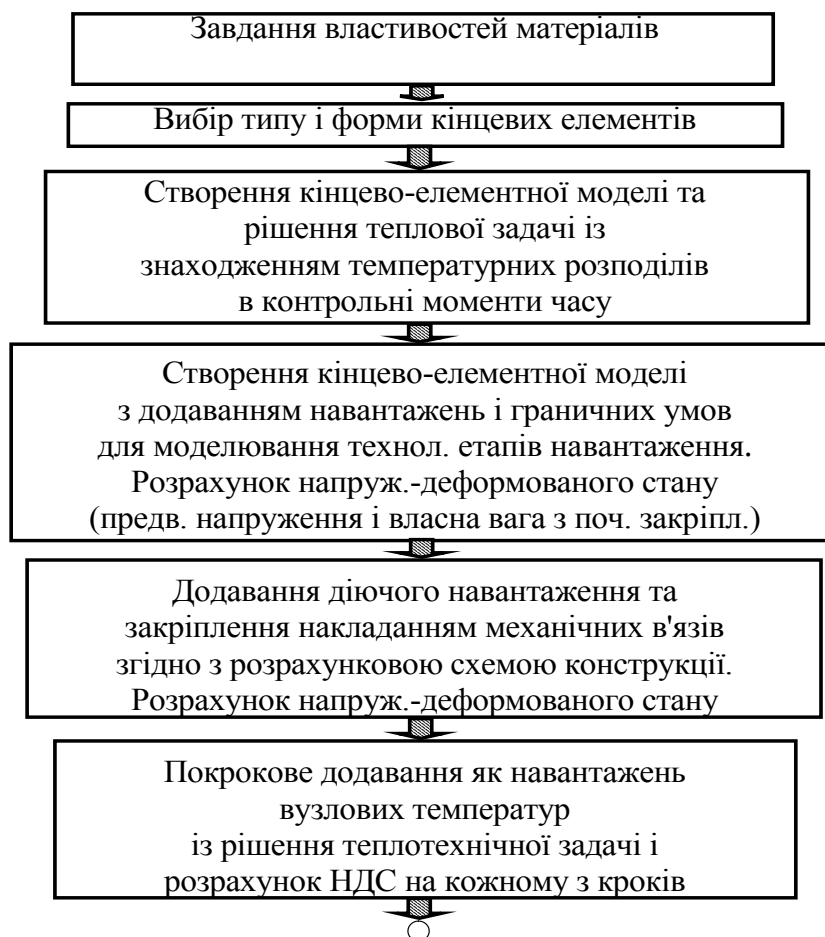


Рисунок 3.15 – Структурна схема послідовності процесу обчислення несучої здатності трубобетонної колони

При здійсненні даної послідовності розрахункових процедур був застосований загальний підхід і математична реалізація методу кінцевих елементів, що базується на наборі математичних моделей та їх чисельній реалізації. Ці моделі дають змогу задавати та враховувати фізичну та геометричну нелінійність [87]. Крім цього, даний математичний апарат дозволяє врахувати утворення ушкоджень у бетоні, що мають вигляд тріщин у точках інтегрування. Тріщини у бетоні фіксуються при застосуванні прийнятої теорії міцності бетону та побудові модифікованих матриць властивостей матеріалів при автоматичному задаванні нульової або ослабленої жорсткості за напрямками, перпендикулярними до країв заданої тріщини.

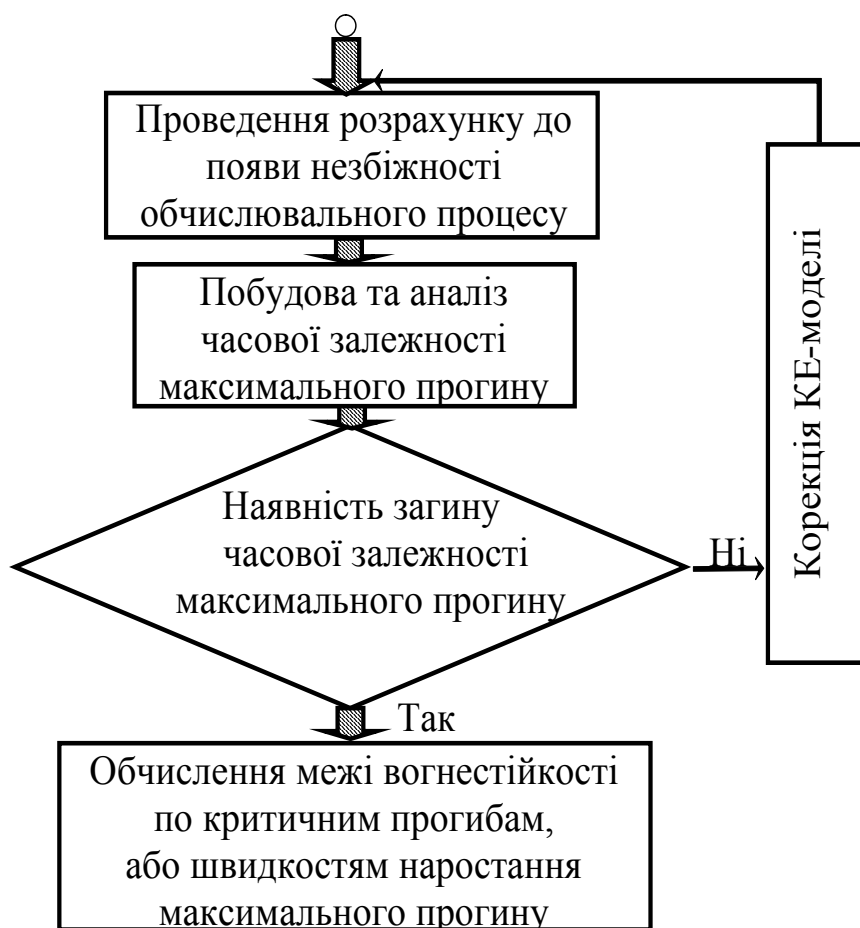


Рисунок 3.16 – Блок-схема визначення моменту настання граничного стану втрати несучої здатності обчисленням параметрів напружено-деформованого стану

3.2.4. Результати розрахунку напружено-деформованого стану ТБК в умовах пожежі

При визначенні робочого навантаження трубобетонної колони спочатку було визначено величину руйнуючого навантаження [35]. З використанням математичної моделі напружено-деформованого стану, описаної у попередніх пунктах, було здійснено числове дослідження процесу втрати несучої здатності колоною в умовах пожежі – внаслідок нагріву та дії прикладеного механічного навантаження. При проведенні обчислень для здійснення числового експерименту було застосоване ступінчасте нарощування навантаження на верхній кінець колони упродовж декількох етапів до настання його руйнуючого

значення. Настання граничного стану фіксувалося за прийнятими критеріями, які подані у п. 3.2.1. У результаті здійснення розрахункових процедур були одержані набори даних щодо параметрів напружено-деформованого стану на стадіях нарощування навантаження. На рис. 3.17 подані розподіли найбільших напружень при настанні граничного стану втрати несучої здатності колоною у внутрішніх шарах бетону сталевій обійми.

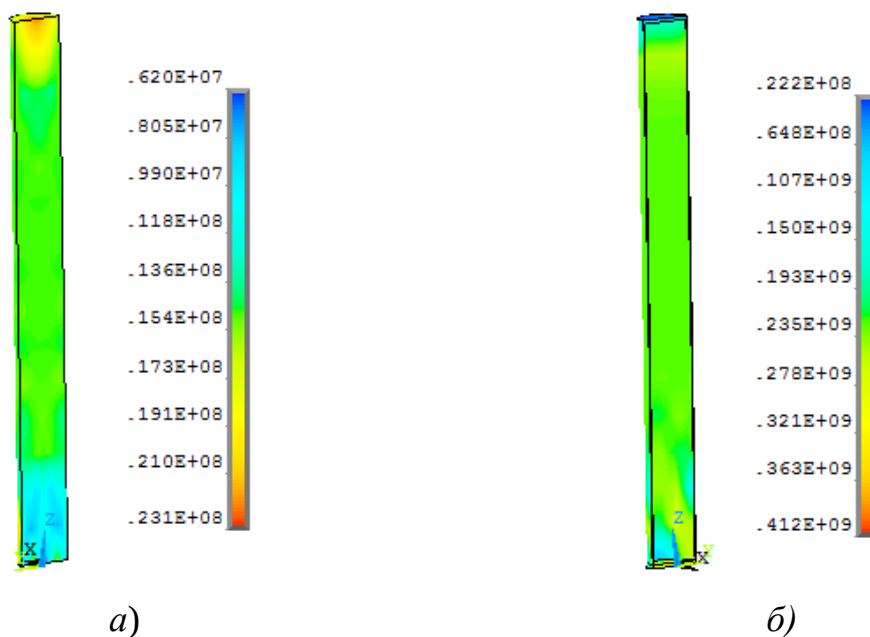


Рисунок 3.17 – Розподіли головних найбільших напружень у момент втрати несучої здатності:

а) у шарах бетону трубобетонної колони; б) у шарах сталевій обійми

На рис. 3.18 наведена залежність максимального переміщення верхнього кінця трубобетонної колони при ступінчастому нарощуванні розподіленого навантаження до настання граничного стану втрати несучої здатності.

Попередньо проведена розрахункова оцінка несучої здатності трубобетонної колони показала, що граничний стан її втрати настає при досягненні значення $Q_{\max} = 2.1 \text{ МН/м}^2$. Тобто, руйнуюча сила дорівнює $N_{\max} = 29.7 \text{ МН}$.

Для здійснення числового експерименту згідно із поставленою задачею, розрахункові схеми до якої наведені на рис. 3.3, було прикладено відповідне діюче навантаження із рівнем $0,5Q_{\max}$.

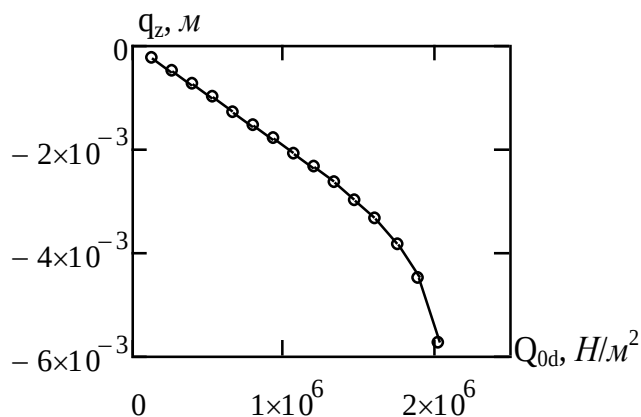


Рисунок 3.18 – Графік максимального переміщення верхнього кінця трубобетонної колони у залежності від прикладеного розподіленого навантаження

У результаті здійснення розрахунку при нагріванні трубобетонної колони за умов дії стандартного температурного режиму пожежі був одержаний набір даних щодо параметрів напружено-деформованого стану. Рис. 3.20 містить зображення картин розподілень головних напружень стискання у шарах колони.

Аналіз отриманих картин розподілень напружень виявив, що основні навантаження протягом часу впливу пожежі із стандартним температурним режимом сприймаються сталевую оболонкою та внутрішньою областю бетонної серцевини колони. Найбільші напруження зосереджені у нижній частині колони. Це свідчить, що локацією найбільш імовірної зони руйнування може бути саме ця область.

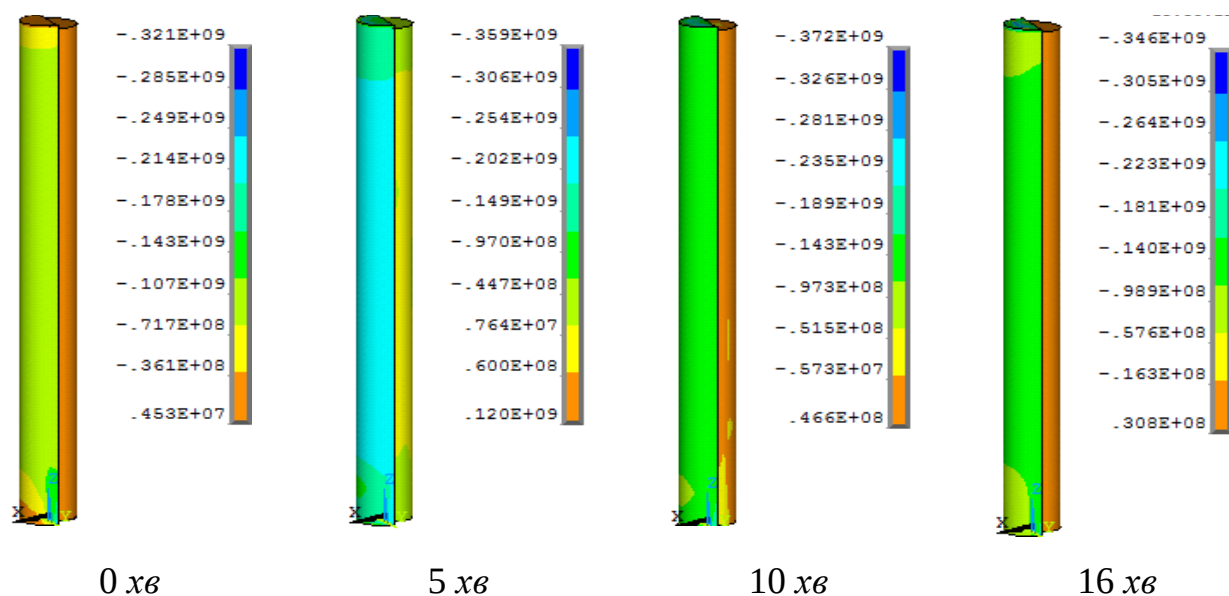


Рисунок 3.20 – Поля найбільших напружень стискання у трубобетонній колоні у різні моменти часу впливу стандартного температурного режиму пожежі

Також було побудовано розподіли максимальних напружень стиску у сталевій обіймі трубобетонної колоні в різні моменти часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом. На рис. 3.21 наведені результати розрахунку даних напружень.

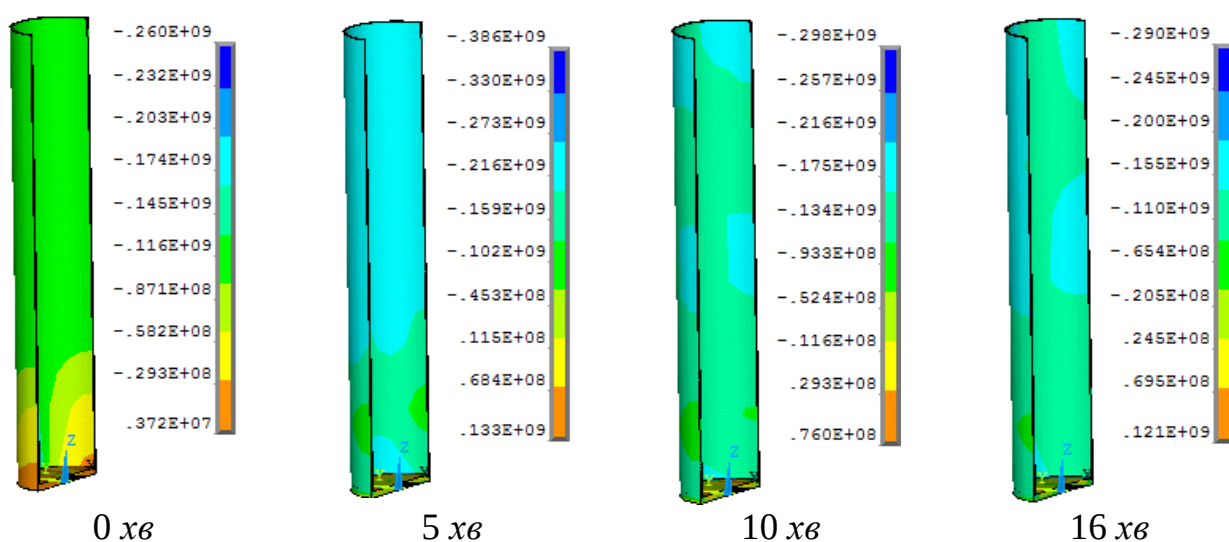


Рисунок 3.21 – Розподіли найменших головних напружень у сталевій оболонці трубобетонної колоні у різні моменти часу розвитку «стандартної» пожежі

На рис. 3.21 помітний нерівномірний розподіл напружень за опоясаними зонами. У поясах із меншими напруженнями знаходяться зони підвищеної пластичної деформації. Тут відбувається місцева втрата стійкості.

На рис. 3.22 подані розподіли максимальних напружень стиску у бетонному осерді колони.

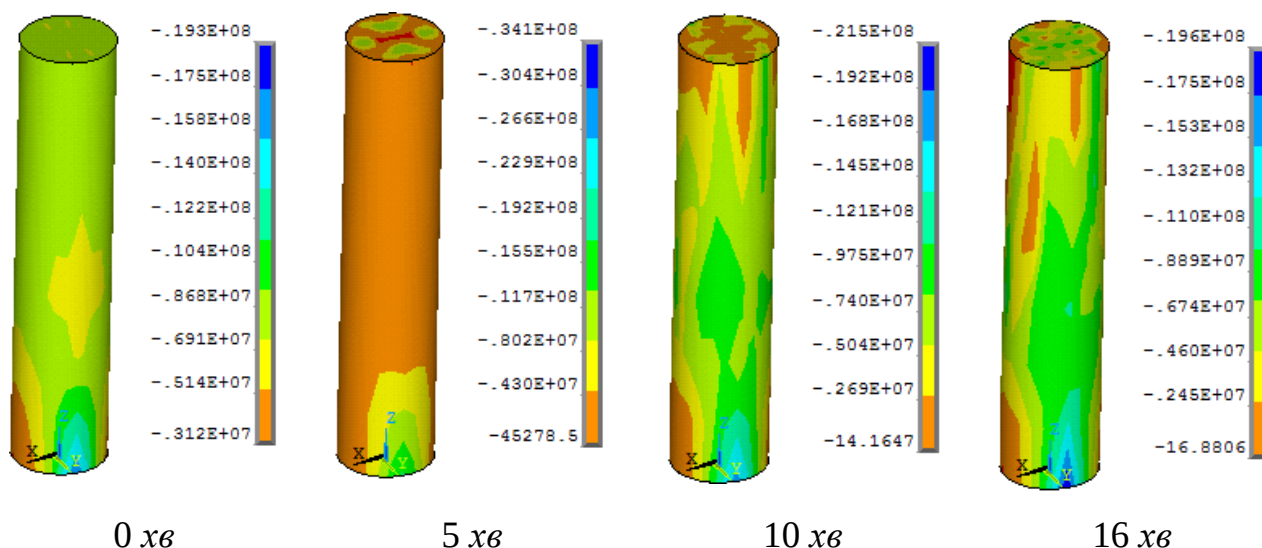


Рисунок 3.22 – Розподіли найменших головних напружень у бетонному осерді трубобетонної колони у різні моменти часу впливу пожежі із стандартним температурним режимом

Одержані розподіли напружень у бетонному осерді колони показують наявність зон відсутності напружень усередині. Це зони локальних ушкоджень при роздробленні бетону в осерді унаслідок стискання. Для вивчення картини локацій зон, де наявний роздроблений бетон, були побудовані розподіли ушкоджених елементів у бетонному осерді колони, показані на рис 3.23.

Побудовані поля локацій таких розподілів роздроблених елементів у бетонному осерді свідчать, що втрата несучої здатності колоною настає з причини руйнувань внутрішніх шарів бетону.

З огляду на результати числового експерименту виявлено, що граничний стан втрати несучої здатності настає на 17 хв. Для більш детального вивчення причин та наслідків руйнування трубобетонної колони при пожежі у

відповідних умовах навантаження була побудована графічна залежність максимального переміщення верхнього кінця колони від часу теплового впливу стандартного температурного режиму пожежі. На рис. 3.24 показаний даний графік.

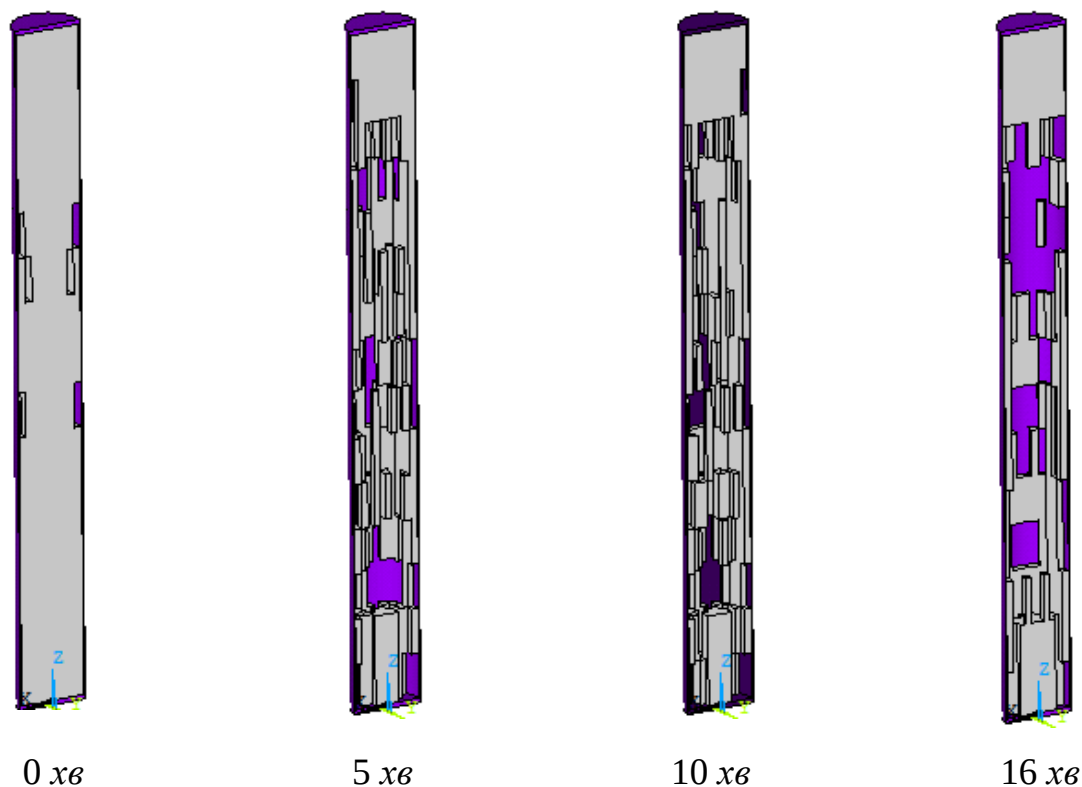


Рисунок 3.23 – Розподіли роздроблених зон у бетонній основі трубобетонної колони у різні моменти часу впливу пожежі із стандартним температурним режимом

Для детального вивчення впливу механічного навантаження на ТБК були здійснені дослідження її поведінки за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі і прикладеного навантаження із різним рівнем відносно її несучої здатності за нормальних умов. Результати подані на рис. 3.26 у вигляді графіків максимального переміщення верхнього кінця трубобетонної колони залежно від часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом для різних значень прикладеного навантаження.

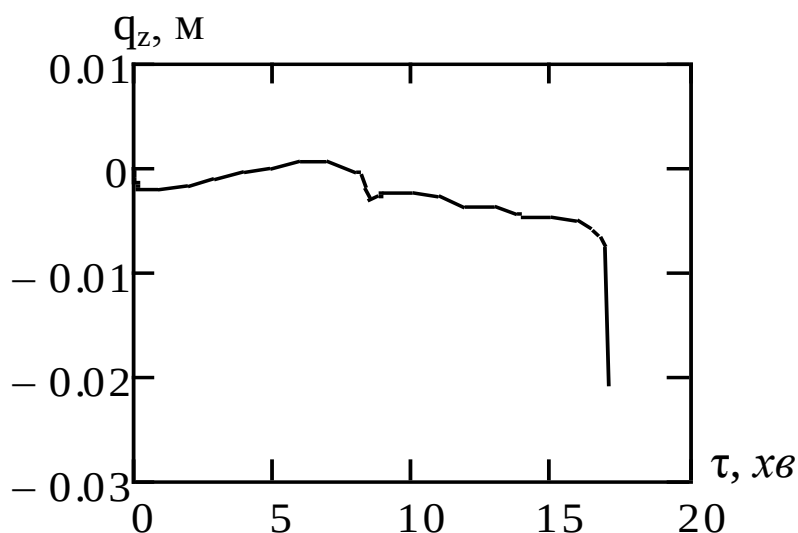


Рисунок 3.25. – Залежність максимального переміщення верхнього кінця трубобетонної колони від часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом

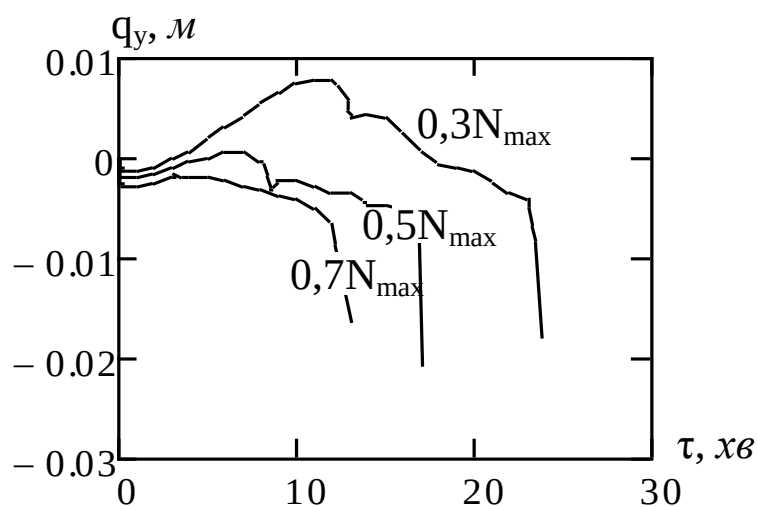


Рисунок 3.26. – Залежності максимального переміщення верхнього кінця трубобетонної колони від часу впливу стандартного температурного режиму пожежі при різних умовах діючого навантаження

За аналізом графіків, наведених на рис. 3.25 та рис. 3.26 визначається настання граничного стану втрати несучої здатності.

За даними щодо вогнестійкості трубобетонної колони були побудовані її графіки залежності від коефіцієнту прикладеного навантаження, що наведені на рис. 3.27.

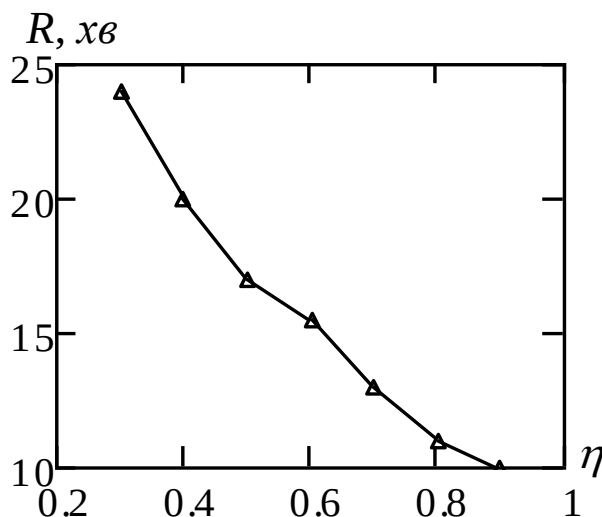


Рисунок 3.27 – Графіки межі вогнестійкості трубобетонної колони у залежності від рівня її навантаження

Відповідно до отриманих даних можна побачити, що межа вогнестійкості для всіх рівнів навантаження складає щонайбільше 24 хв. Тобто досліджувані трубобетонні колони мають клас вогнестійкості не більший за R 30. такий клас вогнестійкості явно недостатній для забезпечення I та II ступеня вогнестійкості згідно із чинним стандартами України [10, 25, 51]. Для забезпечення необхідного класу вогнестійкості необхідно застосовувати вогнезахисні системи.

3.3. Технічні характеристики вогнезахисних систем

3.3.1. Технічний опис пропонованих вогнезахисних систем

У даній роботі [62] розглядається три типи вогнезахисту:

1. Вогнезахисне облицювання мінераловатними плитами.
2. Оштукатурювання спеціальним вогнезахисним складом.
3. Нанесення вогнезахисного покриття, що спучується.

У якості першого типу вогнезахисту мінераловатним вогнезахисним облицюванням ми пропонуємо використовувати одну з найпоширеніших вогнезахисних систем – плити ROCKWOOL серії «Conlit SL150» [77]. На рис. 3.28 показаний зовнішній вигляд даних вогнезахисних мінераловатних плит.



Рисунок 3.28. – Плити вогнезахисні мінераловатні ROCKWOOL модифікації «Conlit SL150»

Мінераловатний плитний матеріал «Conlit SL 150» виготовляється зі штапельних волокон гірських порід базальтової групи здатних витримувати, не плавлячись, температуру вище 1000 °С. Силикатовмісний клей «Conlit Glue» зберігає свої кондиції при температурі понад 900 °С, має гарну адгезію при склеюванні мінераловатних плит «Conlit SL 150» з поверхнею сталевих конструкцій, що захищаються, і мінераловатних плит між собою. Вогнезахисна композиція з облицювання плитами «Conlit SL 150» і клею «Conlit Glue» призначена для підвищення вогнестійкості несучих сталевих конструкцій.

Мінераловатні плити виготовляються стандартною товщиною 25 мм, 40 мм і 80 мм. Причинами, які можуть привести до руйнування або відшаровування мінераловатного облицювання, можуть бути розплавлювання штапельних волокон плит або руйнування клейового шару. Таким чином, будемо вважати, що при досягненні в шарі покриття температури 1000 °С, цей шар виключається з матеріалу. Якщо ж в місці скріплення температура

піднімається до значення 900 °С, усе покриття виключається з теплового навантаження, а вплив пожежі направляється безпосередньо на поверхні, що захищаються.

Для другого типу вогнезахисної обробки було обрано розповсюджений вогнезахисний склад «Натреск» на основі гіпсу. Даний склад [50] поставляється в контейнерах у готовому вигляді. Покриття реалізується за рахунок процесу твердіння суміші на поверхнях, що захищаються. Вважається, що покриття зберігає функціональну придатність, адгезією та когезією при всіх температурах діапазону стандартного режиму пожежі.

Третій тип вогнезахисту – вогнезахисне покриття, що спучується ПІРО–СЕЙФ ФЛАМОПЛАСТ СП–А2 [77]. Товщина покриття може змінюватися у діапазоні від 1 мм до 1,5 мм. Також є вірним припущення, що означене покриття зберігає свою працездатність на всьому діапазоні температур стандартного режиму пожежі.

3.3.2. Теплофізичні характеристики матеріалів вогнезахисних систем

Теплофізичні характеристики мінераловатних плит «Conlit SL150» наведені в табл. 3.8

Таблиця 3.8

Теплофізичні властивості мінераловатних плит «Conlit SL150»

Густина, кг/м ³	165
Коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К)	0,036
Питома теплоємність, кДж/(кг·К)	1000

Теплофізичні характеристики вогнезахисного покриття «Натреск» наведені в табл. 3.9 [86].

Таблиця 3.9

Теплофізичні властивості вогнезахисного покриття «Натреск»

Густина, кг/м ³	300
Коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К)	0,11
Питома теплоємність, кДж/(кг·К)	1000

Теплофізичні характеристики вогнезахисного покриття, що спучується ПИРО–СЕЙФ ФЛАМОПЛАСТ СП–А2 наведені в табл. 3.10. Дані ТФХ є ефективними, тобто умовно діючими для вихідної товщини покриття.

Таблиця 3.10

Теплофізичні властивості вогнезахисного покриття, що спучується
«ПИРО-СЕЙФ ФЛАМОПЛАСТ СП–А2»

Температура, °С	Питома теплоємність, кДж/(кг·К)	Коефіцієнт теплопровідності, Вт/(м·К)	Густина, кг/м ³
20	40	0,145	50
100	4×10 ⁴	0,11	50
200	1,8×10 ⁶	0,06	50
300	1,84×10 ⁶	0,024	50
400	1,8×10 ⁶	0,005	50
500	4×10 ⁴	0,003	50
600	20	0,02	50
700	20	0,04	50
800	20	0,05	50
900	20	0,06	50
1000	20	0,1	50

3.3.3. Кінцево-елементні схеми для розв'язку теплотехнічної задачі для трубобетонних колон із вогнезахистом

Кінцево-елементні схеми для розв'язку теплотехнічної задачі трубобетонної колони із різними типами вогнезахисних систем показані на рис.

3.29. Дані схеми відповідають розрахунковій схемі колони, яка наведена на рис. 3.3.

До побудованих кінцево–елементних схем [64] були прикладені граничні умови відповідно до схем, що наведені на рис. 3.3. Після побудови даних схем були проведені розрахунки температурних розподілів в колоні протягом максимального регламентованого часу 180 хв.

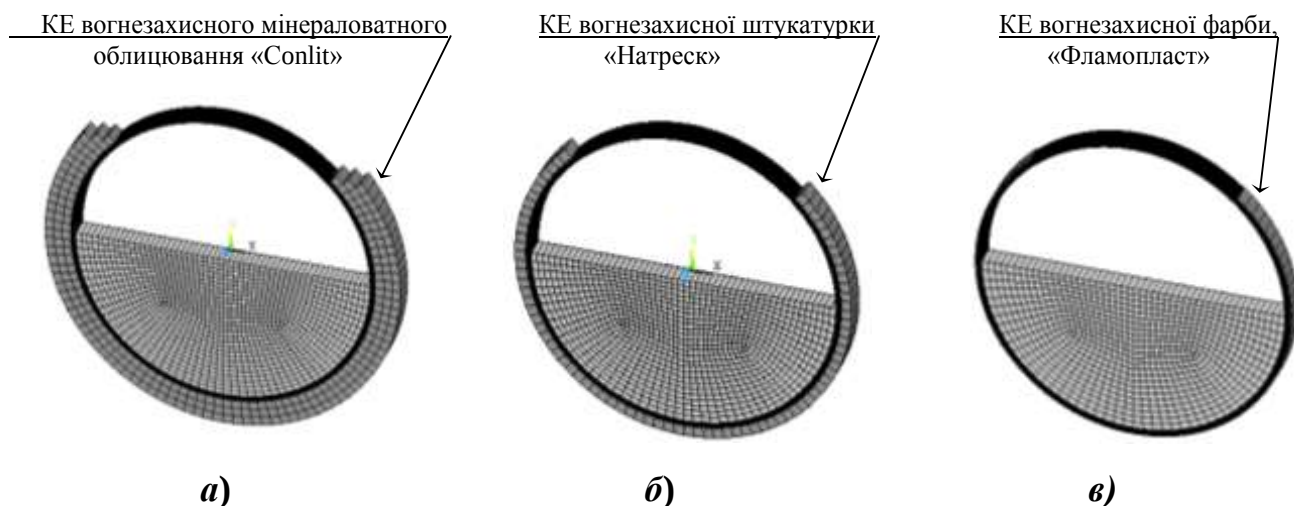


Рисунок 3.29. – Кінцево-елементні схеми трубобетонної колони із різним вогнезахистом:

а) «Conlit SL150»; б) «Hampeck»; в) «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2»

3.3.4. Результати розв'язку задачі теплопровідності для трубобетонних колон із вогнезахисними системами в умовах пожежі

Після проведення розрахунків були отримані температурні розподіли для трубобетонних колон із різними вогнезахисними системами. Температурні розподіли для колони із вогнезахисною системою «Conlit SL150» наведені на рис. 3.30.

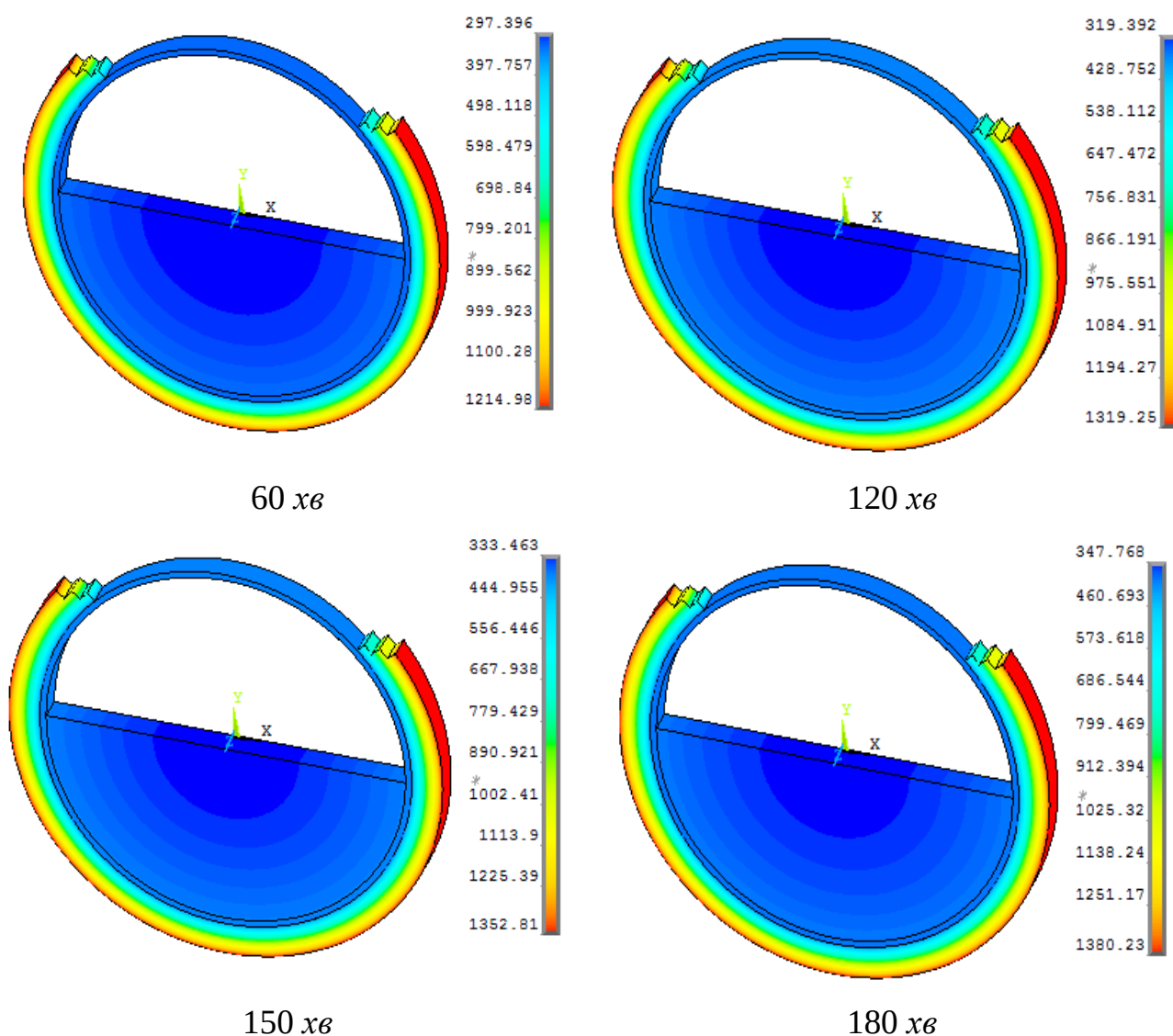


Рисунок 3.30 – Розподіли температур у перерізі трубобетонної колони із вогнезахисною системою «Conlit SL150» у різні моменти часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом

Температурні розподіли для колони із вогнезахисною системою «Натреск» наведені на рис. 3.31.

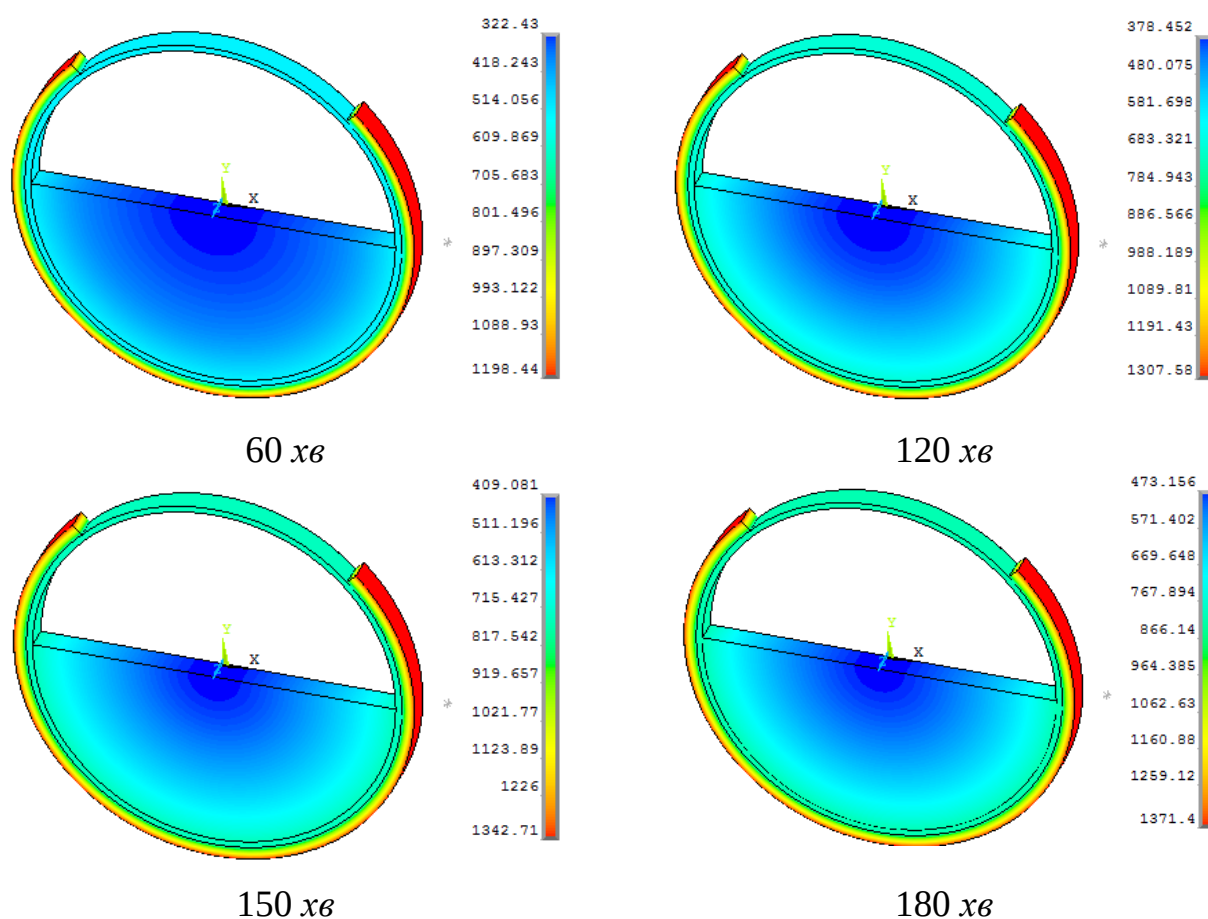


Рисунок 3.31 – Розподіли температур у перерізі трубобетонної колони із вогнезахисною системою «Натреск» у різні моменти часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом

Температурні розподіли для колони із вогнезахисною системою «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» наведені на рис. 3.32.

Температурні розподіли, отримані у результаті розрахунку, показують, що найбільш ефективною вогнезахисною системою є система на основі мінераловатних плит Conlit SL150», оскільки за визначений час температура сталеві оболонки не перевищує 300 °C. Найменшим вогнезахисним ефектом володіє система «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» на основі вогнезахисної фарби, що спучується, оскільки температура 500 °C на сталевій оболонці досягається за час 64 хв.

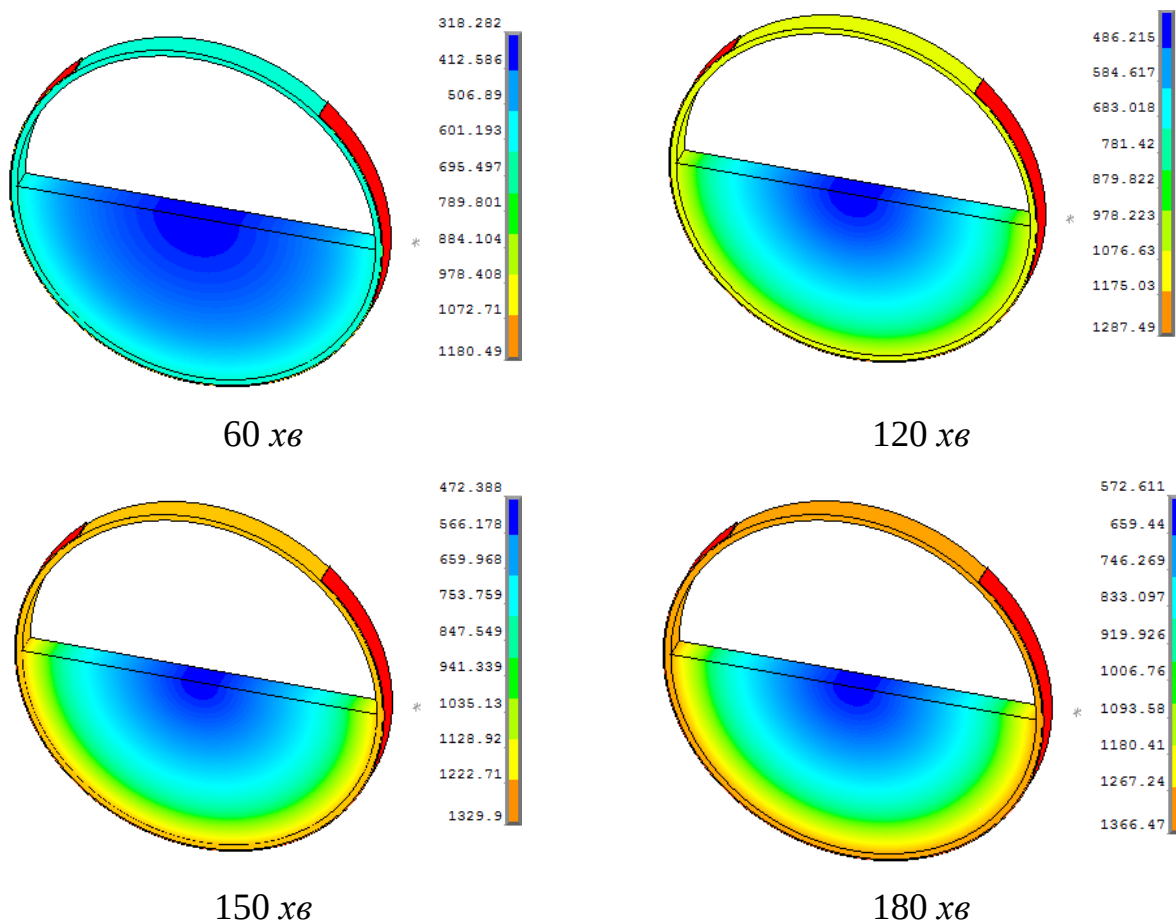


Рисунок 3.32 – Розподіли температур у перерізі трубобетонної колони із вогнезахисною системою «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» у різні моменти часу розвитку пожежі із стандартним температурним режимом

На рис. 3.33 наведені графіки прогріву внутрішніх шарів колон.

Графіки на рис. 3.33 показують, що найбільш ефективною є вогнезахисна система на основі мінераловатних плит «Conlit SL150», оскільки температура сталеві оболонки колони не піднімається вище за 200 °С. Дещо меншим вогнезахисним ефектом володіє система на основі вогнезахисної штукатурки «Натреск». При застосуванні даної системи температура сталеві оболонки не піднімається вище за 510 °С. Найменша вогнезахисна спроможність спостерігається для вогнезахисту на основі вогнезахисної фарби, що спучується «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2».

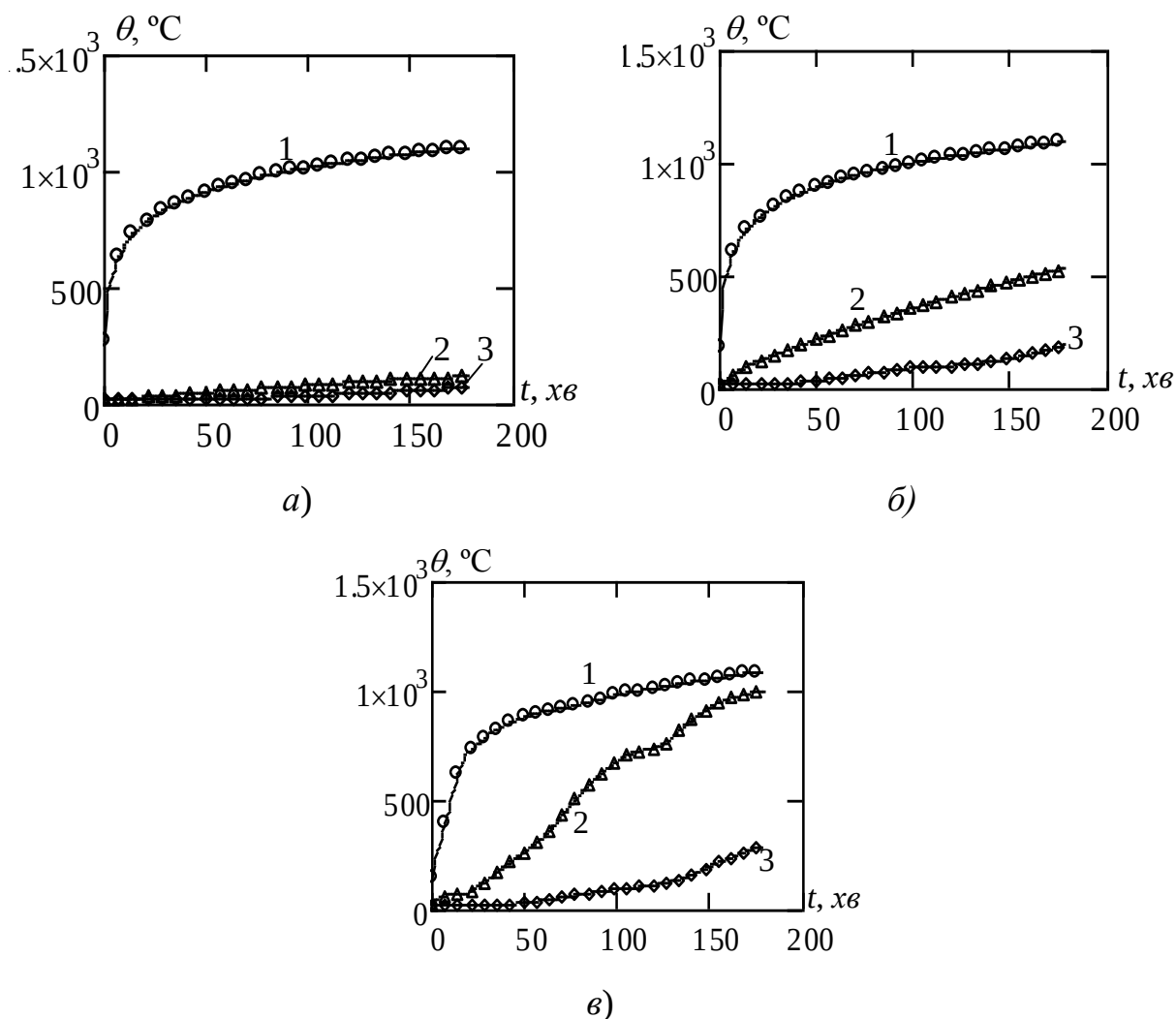


Рисунок 3.33 – Температурні режими нагріву поверхні колони (1), сталевій оболонки (2), середини бетонної основи колони (3) із різним вогнезахистом:

а) – «Conlit SL150»; б) – «Hampeck»;

в) – «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2»

Щоб визначити, як наявність вогнезахисної системи позначається на несучій здатності трубобетонної колони, була використана кінцево-елементна модель, наведена на рис. 3.14. Температури, отримані для вузлів, що належать тільки трубобетонній колоні (кінцево-елементні схеми, наведені на рис. 3.29.), були прикладені до кінцево-елементної схеми для міцнісної задачі із застосуванням лінійної інтерполяції.

Після проведених розрахунків був отриманий набір даних щодо напружено-деформованого стану трубобетонної колони із вогнезахистом в

умовах нагріву при дії стандартного температурного режиму пожежі. Для вивчення умов настання межі вогнестійкості за втратою несучої здатності були побудовані криві залежностей максимального переміщення верхнього кінця колони від часу розвитку «стандартної» пожежі, що наведені на рис. 3.34.

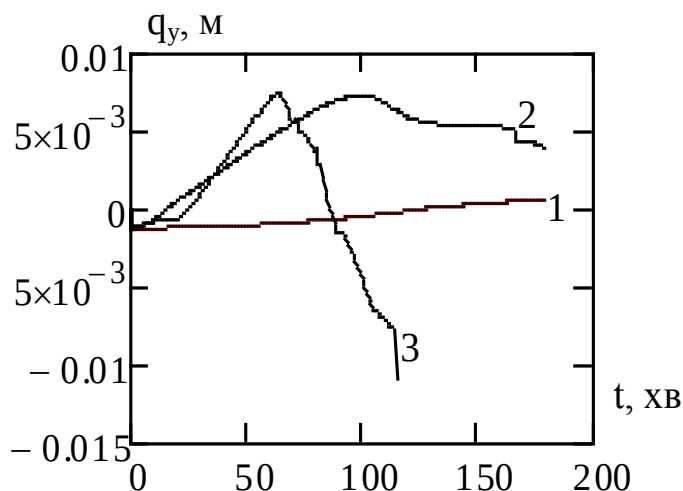


Рисунок 3.34 – Криві залежностей переміщення верхнього кінця труобетонної колони від часу у діапазоні 180 хв впливу «стандартної» пожежі при застосуванні різного вогнезахисту:

1 – «Conlit SL150»; 2 – «Натреск»; 3 – «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2»

Аналіз наведених залежностей показав, що наявність систем «Conlit SL150» та «Натреск» запобігає настанню межі вогнестійкості за втратою несучої здатності, а для системи на основі вогнезахисної фарби, що спучується «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» втрата несучої здатності настає на 115 хв. Отже, можна побачити, що при використанні вогнезахисних систем на основі мінераловатних плит «Conlit SL150» та вогнезахисної штукатурки «Натреск» клас вогнестійкості труобетонної колони підвищується з R 15 до R 180. При застосуванні вогнезахисної системи «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» на основі вогнезахисної фарби, що спучується, клас вогнестійкості підвищується з R 15 до R 90.

3.4. Висновки за розділом

Результати проведених досліджень дозволяють сформулювати такі висновки:

- визначено умови настання межі вогнестійкості за несучою здатністю для трубобетонної колони круглого перерізу без вогнезахисту у діапазоні часу впливу стандартного температурного режиму пожежі від 0 до 30 хв.

- найбільші значення межі вогнестійкості за несучою здатністю для трубобетонної колони із рівнями навантаження від 0,3 до 0,9 від максимальної стискальної сили становлять від 10 хв. до 24 хв. відповідно;

- при визначенні передумов настання межі вогнестійкості було проаналізовано розподіли температур у перерізі трубобетонної колони при її нагріванні за умов впливу «стандартної» пожежі і показано, що на умови настання межі вогнестійкості впливає температура нагріву сталеві оболонки і у більшості випадків її настання відбувається у момент нагрівання сталеві обійми до температури 550 °С;

- при дослідженні трубобетонної колони виявлено залежність між межею вогнестійкості та прикладеним рівнем навантаження. Ця залежність є близькою до лінійної залежності.

- досліджено сценарій руйнування трубобетонної колони в умовах пожежі із стандартним режимом. Руйнування відбувається внаслідок утворенні локальної зони деформації сталеві обійми і, як наслідок, місцевої втрати стійкості посередині висоти колони;

- досліджено межі вогнестійкості трубобетонної колони із вогнезахисними системами на основі мінераловатних плит «Conlit SL150», вогнезахисної штукатурки «Натреск» та вогнезахисної фарби, що спучується «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2»;

- встановлено, що вогнезахисні системи на основі мінераловатних плит «Conlit SL150» та вогнезахисної штукатурки «Натреск» підвищують клас вогнестійкості трубобетонної колони з R 15 до R 180, а вогнезахисні системи «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» на основі вогнезахисної фарби, що спучується, підвищують клас вогнестійкості з R 15 до R 90.

Результати досліджень опубліковано в [62], [57], [59].

РОЗДІЛ 4

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОГРІВУ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН ПРИ ДІЇ НА НИХ ПОЖЕЖІ ІЗ СТАНДАРТНИМ ТЕМПЕРАТУРНИМ РЕЖИМОМ

4.1. Експериментальне обладнання

З метою вивчення температурних розподілів у перерізі труобетонних колон в умовах стандартних вогневих випробувань з використанням відповідного стандарту [9, 26], чинного в Україні, було проведено вогневі випробування. Випробування проводилися у вогневій печі, конструктивна схема якої наведена на рис. 4.1.

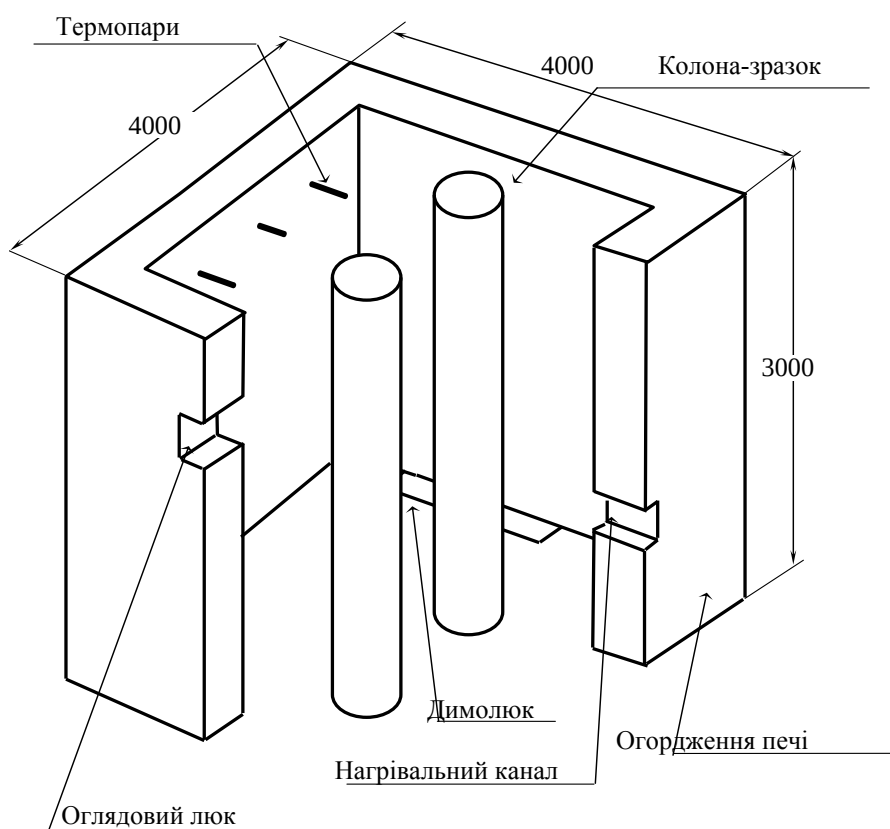


Рисунок. 4.1 – Схема випробувальної установки

На конструктивній схемі показано розташування колон, що мають бути випробувані, а також вимірювальна арматура у вигляді температурних

датчиків-термопар. Нагрівання у печі відбувається за допомогою форсунок, факели яких формуються у нагрівальних каналах. Зовнішній вигляд випробувальної установки наведений на рис. 4.2. Також на даному рисунку представлена система вимірювальної інфраструктури .



а)



б)

Рисунок 4.2 – Загальний вигляд установки для випробувань:

а – вид спереду; б – вид збоку

Крім вогневої печі для випробувань при проведенні експерименту було використано приміщення для кондиціювання зразків і засоби вимірювальної техніки, описані в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Засоби вимірювальної техніки

№ п/п	Найменування використаного обладнання або приладу	Заводський номер	Діапазон показників вимірювань	Похибка показників вимірювань
1.	Система контролю температури “СКОРАД” на основі блоків Вега-5	–	від –5 до 1300°C	Границі допустимої похибки вимірювання $\pm 1,5$ °C
2.	Секундомір СОСпр-26-2-010	3187	від 0 до 60 хв,	Середній клас точності
3.	Лінійка вимірювальна	–	від 0 до 1000 мм	± 1 мм
	Термогігрометр АРТ-06917	1045	від 25 до 90 % від 0 до 50 °C	± 5 % $\pm 1,0$ °C
4.	Термопари N (1450 мм), 6 одиниць	–	від 0 до 1300 °C	Клас 2
5.	Термопари ТХА, 20 одиниць	–	від –50 до 1200 °C	Клас 2
6.	Мановакуумметр цифровий ММЦ-200	20	від 0 до +200 Па	$\pm 0,5$ %
7.	Штангенциркуль ЩЦ-Іа	0711110	від 0 до 300 мм	$\pm 0,05$ мм
8.	Ваги електронні ULTRA	021	Від 0 до 200 г	$\pm 0,1$ г
9.	Ваги кранові електронні OCS-M-lt	1504	Від 10кг до 1000кг	Клас точності – середній
10.	Щупи діаметром: 6мм 25мм	Б/н Б/н	6мм 25мм	$\pm 0,1$ мм $\pm 0,1$ мм
11.	Сушильна шафа	Б/н	Від 20 до 100 °C	$\pm 2,5$ °C
12.	Віддалемір лазерний ручний Disto D3a BT	902830600	Від 0,05 до 100м.	

На рис. 4.3 подана система контролю температур, а на рис 4.4 поданий вигляд інтерфейсу програмного забезпечення, що реалізує цифрову обробку даних та керування паливно-форсунковою системою. Принцип роботи даної системи полягає у збиранні інформації з температурних датчиків через

інфраструктуру, що представлена на рис. 4.3, та передачі у основний комп'ютер із програмним забезпеченням, де автоматично будуються необхідні графіки і, за допомогою програмного забезпечення, відбувається автоматичне керування паливно-форсунковою системою для дотримання у печі стандартного температурного режиму пожежі.



Рисунок 4.3 – Система контролю температур

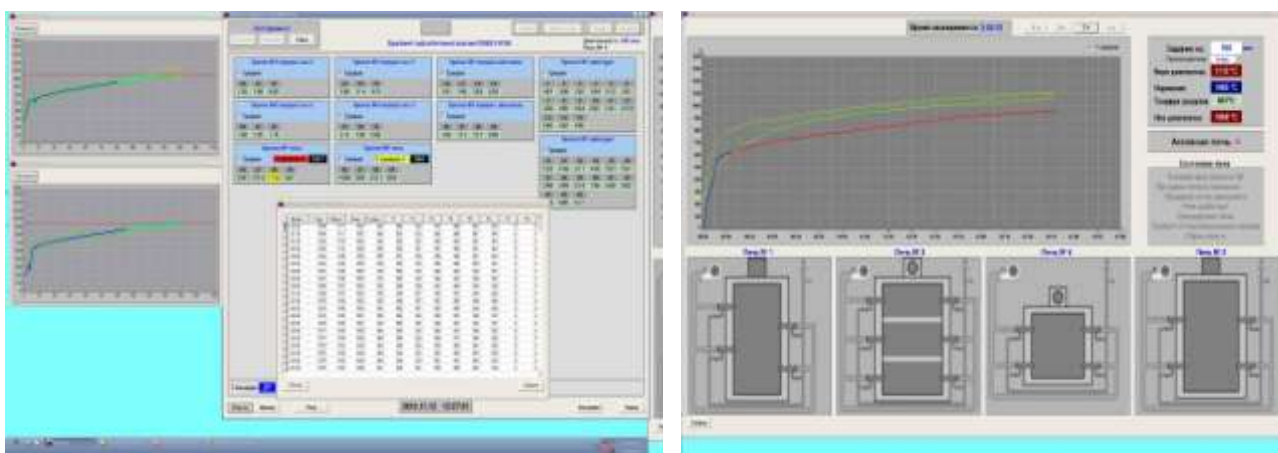


Рисунок 4.4 – Інтерфейс програмного забезпечення системи контролю температур

Для забезпечення дотримання стандартного температурного режиму пожежі у печі температура у її просторі контролюється 6 термопарами (див. рис. 4.1).

На рис. 4.5 показаний загальний вигляд та схема розташування термопар для вимірювання температур у робочому просторі печі.

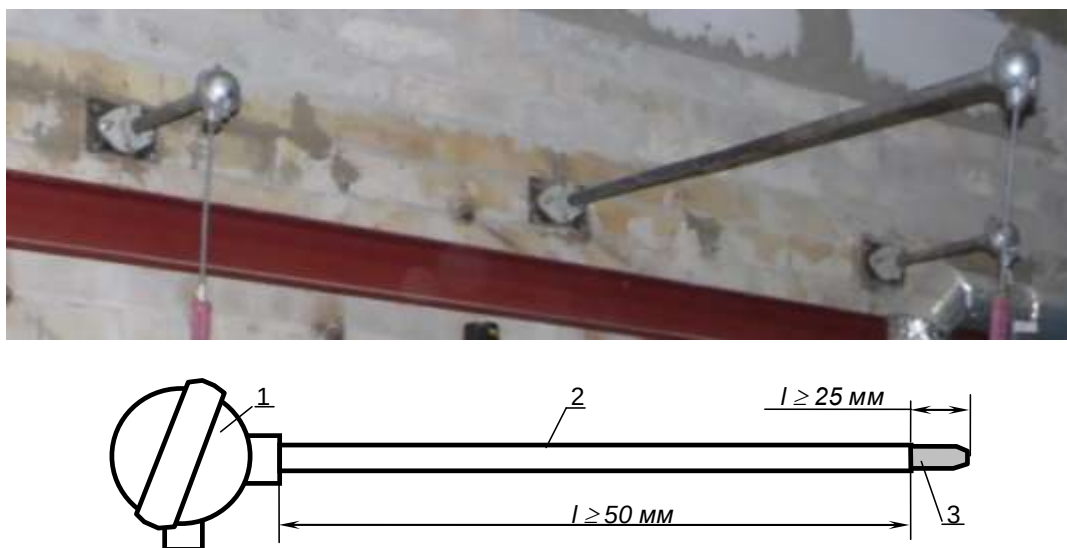


Рисунок 4.5. – Термопара для дослідження температури у просторі печі:

1 – термозахисна оболонка; 2 – захисний корпус; 3 – вимірювальний спай

4.2. Методика виготовлення та формування трубобетонних колон–зразків для випробування

Зразок для випробування являє собою трубобетонну колону круглого перерізу діаметром 325 мм і довжиною 3000 мм. На рис. 4.6 показана геометрія перерізу.

У табл. 4.2 зведені величини основних параметрів колони. Відповідно до технічної документації на дану трубобетонну колону, вона має бути виготовлена з бетону С 25/30 (В25). Для виготовлення колони було використано бетонну суміш, склад якої відповідає рецептурі, поданій у табл. 4.3.

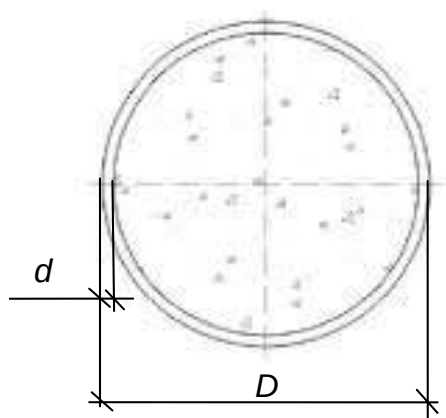


Рисунок 4.6. – Геометричні параметри та схема армування перерізу
трубобетонної колони-зразка для випробувань

Таблиця 4.2

Основні параметри трубобетонних колон-зразків для випробувань

Параметр	Позначення	Знач.	Один. виміру
Геометричні параметри			
• діаметр		0,3	м
• товщина стінки труби	w	0,005	
• висота колони	l	7	
Тип бетону	Звичайний на гранітному заповнювачі	Клас С 25/30 (В25)	
Густина бетону	ρ_B	2220	кг/м ³
Водоцементне відношення	В/Ц	0,4	
Гранична вологість	u	< 3	%

Структура та властивості виготовлених зразків відповідають звичайному бетону на гранітному наповнювачі, який є найпоширенішим при виготовленні трубобетонних колон, монолітно-каркасних споруд [2, 4, 15], а також зразків елементів конструкцій для дослідження і моделей структурних елементів для вогневих випробувань [24].

Таблиця 4.3

Склад бетонної суміші для виготовлення трубобетонних колон-зразків
для випробувань

Назва компоненту складу	Вміст у пропорціях на 1 м ³ , кг	Допустиме відхилення маси, кг
Вода водопровідна	165	10
Щебінь гранітний	1150	
Пісок кварцовий річкової	660	
Портландцемент марки «500»	460	

Формування зразків відбувалося за технологією заводу виробника. При виготовленні зразків передбачалися глухі поздовжні отвори для термопар згідно з методикою інтерпретації результатів вимірювання. Після формування зразки піддавалися операції ущільнення структури бетону на вібростендах. Твердіння і сушка відбувалися на повітрі протягом 30 діб у приміщенні для кондиціювання зразків ПКЗ–2 за температури навколишнього середовища $20^{\circ}\pm 2^{\circ}\text{C}$ та вологості $55\pm 2\%$. Завчасно до випробування була здійснена перевірка зразка на відповідність технічній документації.

Таблиця 4.4

Технічні характеристики компонентів трубобетонних колон-зразків,
підданих випробуванням

Найменування	Клас	Властивості	Параметри
Бетон важкий	C 25/30 (B25)	рядовий, гідротехнічний	Кубікова міцність – 25 МПа
Сталева обойма (труба)		Звичайна сталь Ст.3 (ГОСТ 380–71)	Міцність – 240 МПа

Для вивчення розподілу температури у перерізі колони-зразка для випробувань у її внутрішніх шарах була встановлена необхідна кількість

термопар. На рис. 4.7 представлена схема розташування термопар у перерізі трубобетонної колони зразка.

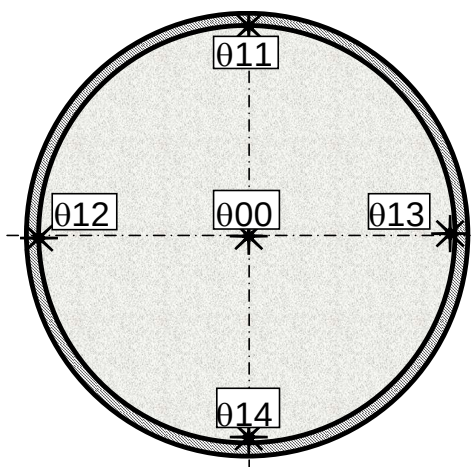


Рисунок 4.7 – Схема розташування термопар у перерізі трубобетонної колони-зразка для випробувань

Температура на сталевій обоймі контролювалася на трьох рівнях, як показано на рис. 4.8.

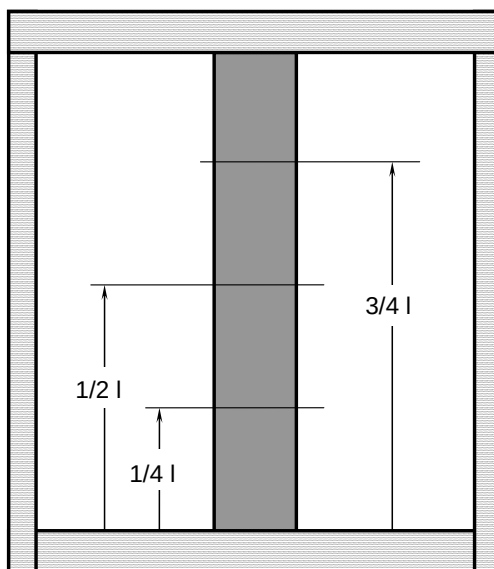


Рисунок 4.8 – Схема контролювання температур в сталевій обоймі трубобетонної колони-зразка

Температура у певній контрольній точці сталевій обійми визначається як середнє значення температур на кожному з рівнів згідно з рис. 4.8.

За описаною методикою були виготовлені трубобетонні колони-зразки для проведення випробувань, які зображені на рис. 4.9.



Рисунок 4.9 – Вигляд трубобетонних колон-зразків для випробувань

На рис. 4.9 видно канали, через які проходять дроти термодатчиків у перерізі колони згідно зі схемою на рис. 4.7. Для протоколювання показників температур цих датчиків застосовувався інтерфейс програмного забезпечення, що контролює та керує температурою у робочій камері вогневої печі, відтворюючи температурний режим пожежі. Для контролю температур у перерізі колони означене програмне забезпечення було відповідним чином доповнене персоналом випробувального центру «Пожтест».

На рис. 4.9 показано, що кінці колон-зразків теплоізолювані за допомогою мінераловатних плит для уникнення прогріву перерізу колони за рахунок її нагрівання з торців.

На рис. 4.10 зображений інтерфейс доповненого програмного забезпечення для контролю температур у перерізі.

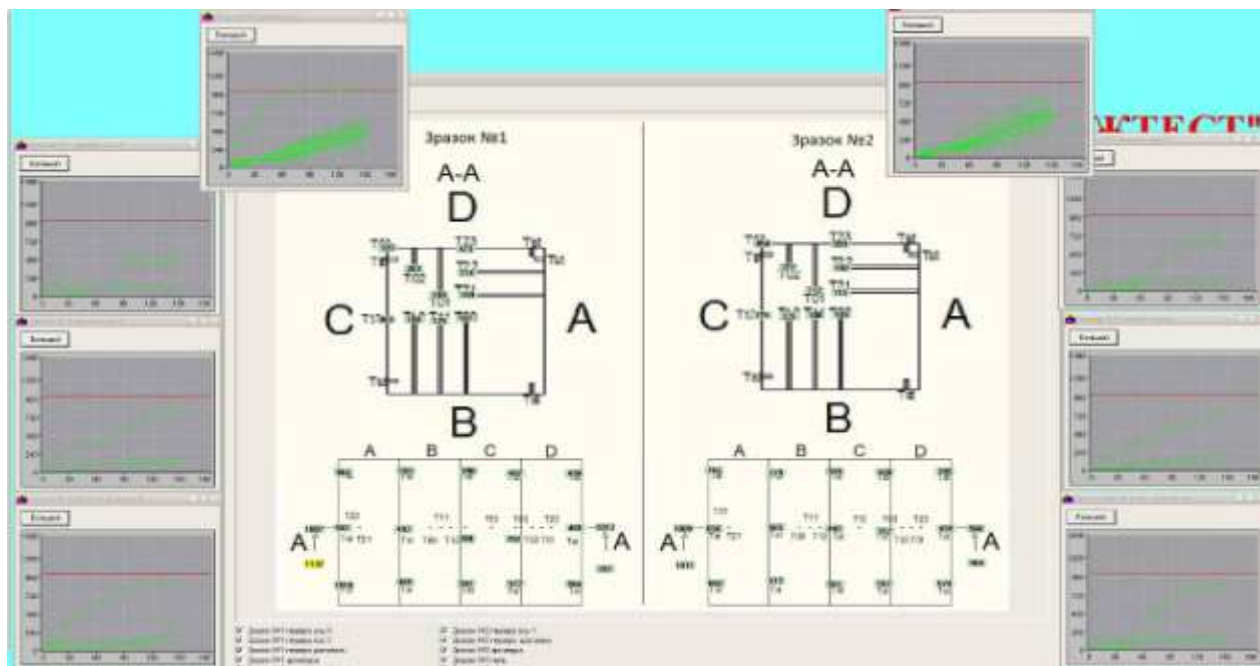


Рисунок 4.10 – Інтерфейс програмного забезпечення для контролю температур у перерізі колони під час вогневих випробувань

4.3. Методика вогневих випробувань трубобетонних колон

4.3.1. Методика підготовки обладнання та зразків до випробувань

Зразки-близнюки трубобетонних колон встановлювалися у вогневу піч, як показано на схемі (рис. 4.1). При цьому нижні кінці колон для надання їм відповідної жорсткості встановлювалися на дно печі за допомогою сталевих кутників, а верхні притискалися бетонними плитами її кришки через мінераловатну термоізоляцію. На рис 4.11 показана установка, готова до випробувань. Для запобігання виходу нагрітих газів з вогневої камери печі щілини та отвори між кришкою та стінками печі були ізольовані шаром матеріалу з мінеральної вати товщиною 120 мм та густиною 120 кг/м^3 . Отвори оглядових люків були блоковані пінобетонними плитами завтовшки 150 мм і густиною 450 кг/м^3 .



Рисунок 4.11. – Вигляд установки для випробування трубобетонних колон, готової до проведення експериментів

4.3.2. Методика здійснення вогневих випробувань

Випробування здійснювалися за нормальних кліматичних умов при температурі 18^{+1}°C та відносній вологості повітря 55%, що задовольняє вимоги [9, 96].

Проведення випробувань трубобетонних колон-зразків здійснювалося за методом, що регламентований [24]. Сутність методу випробувань полягає у отриманні проміжку часу від початку випробування за температурним режимом вогневого впливу навколо колони, як це показано на рис. 4.12, до досягнення граничного стану з вогнестійкості.

Межа вогнестійкості конструкції обчислюється за виразом:

$$t_{fr} = t_{mes} - \Delta t, \quad (4.1)$$

де: t_{fr} – межа вогнестійкості конструкції, хв., t_{mes} – тривалість часу від початку випробувань до досягнення граничного стану з вогнестійкості, Δt – похибка показників тривалості часу випробувань.

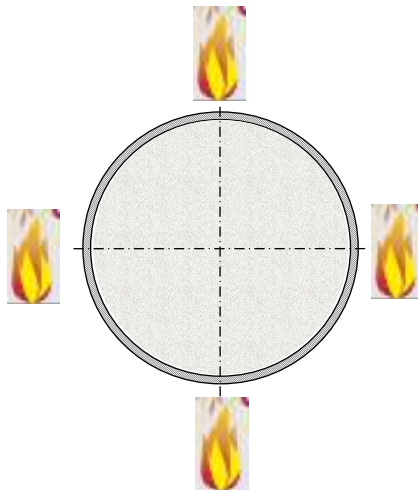


Рисунок 4.12 – Схема вогневого впливу на трубобетонну колону під час її стандартних випробувань на вогнестійкість

Похибка температурних показників випробувань обчислювалася згідно [74].

Для тривалості часу від 0 до t_{mes} обчислювалося інтегральне значення A_f середньої температури θ_f в печі під час випробування за таким виразом:

$$A_f = \sum_{i=1}^n 0,5 (\theta_{fi} + \theta_{fi-1}) (t_i - t_{i-1}) , \quad (4.2)$$

де: θ_{fi} – середня величина температури в печі для поточного значення часу t_i , °C;
 i – номер процедури вимірювання середньої температури (дорівнює часу t_i , якщо вимірювання проводять через 1 хв.), n – номер процедури вимірювання, для якого $t_i = t_{mes}$

Таким же чином для тривалості часу від 0 до t_{mes} обчислюється інтегральне значення A_s для стандартної температури θ_s [74]:

$$A_f = \sum_{i=1}^n 0,5 (\theta_{si} + \theta_{si-1}) (t_i - t_{i-1}) , \quad (4.3)$$

де: θ_{si} – значення стандартної температури, що відповідає часу t_i , °C.

Формулу для розрахунку значень температури θ_s залежно від часу наведено в [74].

- При $A_f \geq A_s$ $t=0$.
- При $A_f < A_s$ похибка випробувань Δt обчислюється за виразом:

$$\Delta t = (0,015 t_{mes} + 3) (A_s - A_f) / (A_s - A_{min}) , \quad (4.4)$$

де : A_{min} – інтегральна величина мінімально допустимої температури θ_{min} для інтервалу часу від 0 до t_{mes} , °C·хв.

Значення A_{min} визначали за формулою, аналогічною формулам (4.2) і (4.3):

$$A_f = \sum_{i=1}^n 0,5 (\theta_{min i} + \theta_{min i-1}) (t_i - t_{i-1}) , \quad (4.5)$$

де : $\theta_{min i}$ – значення мінімально допустимої температури T_{min} , що відповідає часу t_i , °C.

Температуру θ_{min} визначали за формулою:

$$\theta_{min} = \theta (1 - |0,01d|) , \quad (4.6)$$

де : d – допустиме відхилення середнього значення температури в печі від температури θ_s , %.

Залежності для визначення відхилення отримано в результаті випробувань. Для випробувань було використано два зразки-близнюки трубобетонної колони.

4.4. Результати вогневих випробувань трубобетонних колон

На основі експериментальних методик, описаних вище, були проведені відповідні вогневі випробування двох трубобетонних колон-близнюків. Після проведення випробувань зразки мали вигляд, показаний на рис. 4.13.



Рисунок 4.13. – Вигляд трубобетонних колон-зразків після проведення вогневих випробувань

Випробувані зразки були піддані візуальному огляду з метою виявлення ушкоджень унаслідок вогневої дії у печі. Візуальний огляд показав, що шар бетону з торців колони був ушкоджений, на поверхні бетону спостерігалися тріщини та відколювання, що утворилися внаслідок дії тиску пари у порах бетону, а також неоднакового розширення цементного каменю та крупного наповнювача. Поверхня сталевих обойм була неушкодженою, візуальних місцевих та загальних деформацій не спостерігалось. Торцева поверхня бетону колон мала сліди вологи, яка випаровувалася з неї. Крім цього, спостерігалися

одиночні воронки та каверни, які зумовлені наявними локальними дефектами бетону. З метою виявлення ділянок із пластичною деформацією були виконані вимірювання діаметру на різних ділянках сталеві обійми колон. Вимірювання виконувалися у перерізах колони згідно із схемою на рис. 4.8. Діаметр вимірювався у трьох різних напрямках для дослідження викривлення перерізу.

Таблиця 4.5

Результати вимірювань залишкових деформацій на різних ділянках
трубобетонних колон, підданих випробуванням

Діаметри перерізу колони у першому контрольному перерізі			Діаметри перерізу колони у першому контрольному перерізі			Діаметри перерізу колони у першому контрольному перерізі		
Діаметр перерізу у першому напрямку, D_{11} , мм	Діаметр перерізу у другому напрямку, D_{12} , мм	Діаметр перерізу у третьому напрямку, D_{13} , мм	Діаметр перерізу у першому напрямку, D_{21} , мм	Діаметр перерізу у другому напрямку, D_{22} , мм	Діаметр перерізу у третьому напрямку, D_{23} , мм	Діаметр перерізу у першому напрямку, D_{31} , мм	Діаметр перерізу у другому напрямку, D_{32} , мм	Діаметр перерізу у третьому напрямку, D_{33} , мм
Перша колона-зразок для випробування								
302	298	302	302	302	301	298	302	301
Друга колона-зразок для випробування								
297	302	301	302	303	300	299	299	302

Аналізуючи отримані значення діаметрів сталеві обійми трубобетонної колони після випробувань, можна зробити висновок, що температурне розширення бетону та сталі призвело до того, що форма перерізу помітно викривилася. Результати вимірювань показали наявність помітних залишкових пластичних деформацій сталеві обійми.

Отримані вимірювання було узагальнено, що дало змогу визначити середні значення діаметрів та значення середньої залишкової деформації сталеві обійми трубобетонної колони.

Таблиця 4.6

Узагальнені дані вимірювань щодо деформування перерізу трубобетонних колон після випробувань

Середнє абсолютне відхилення діаметру перерізу від номінального, мм	Середнє відносне відхилення діаметру перерізу від номінального, мм	Середня абсолютна остаточна деформація сталевोї обойми, мм	Середня абсолютна відносна деформація сталевої обойми
1.89	0.63	5.94	0.0063

Аналіз деформацій сталевої обойми трубобетонної колони після випробувань показав, що вона має істотні залишкові деформації унаслідок нагрівання.

Для вивчення відповідності режиму у камері печі стандартному температурному режиму пожежі були проаналізовані показники термопар, розташованих у камері печі. Температурні криві у залежності від часу випробувань наведені на рис. 4.14.

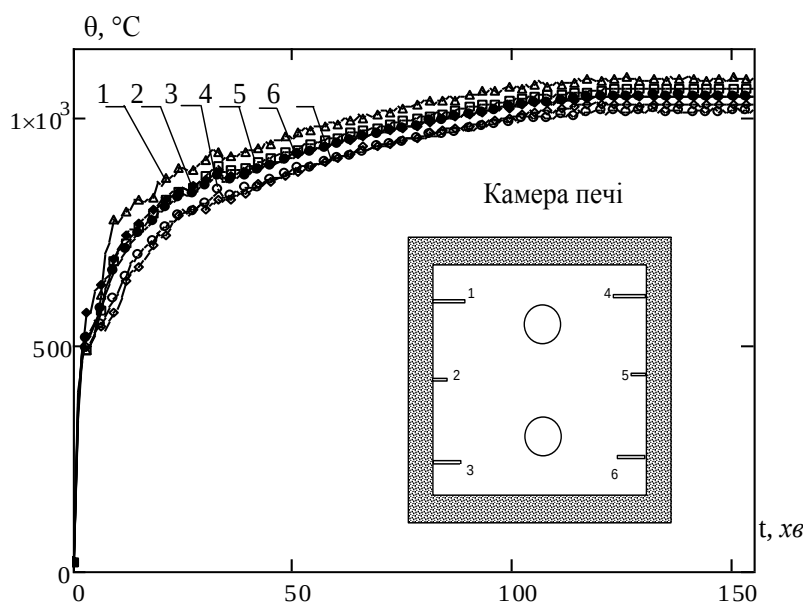


Рисунок 4.14 – Показники термопар у камері печі (нумерація згідно схеми):

$\triangle\triangle\triangle$ – дані 1 термопар; $\blacklozenge\blacklozenge$ – дані 2 термопар
 $\circ\circ\circ$ – дані 3 термопар; $\square\square\square$ – дані 4 термопар
 $\bullet\bullet\bullet$ – дані 5 термопар; $\diamond\diamond\diamond$ – дані 6 термопар

Аналізуючи графіки на рис. 4.14, можна зазначити, що температура у камері печі має достатньо рівномірне розподілення, що вказує на відповідність умов експерименту вимогам стандартів [9, 96]. Оскільки температурний режим у печі має відповідати стандартному режиму пожежі, для його визначення використовують середнє значення температури, отримане за показниками всіх термопар у просторі печі. На рис. 4.15 наведений графік залежності середньої температури від часу випробування, а також стандартна температурна крива. Також на графіках рис. 4.15 показаний розкид показників термопар.

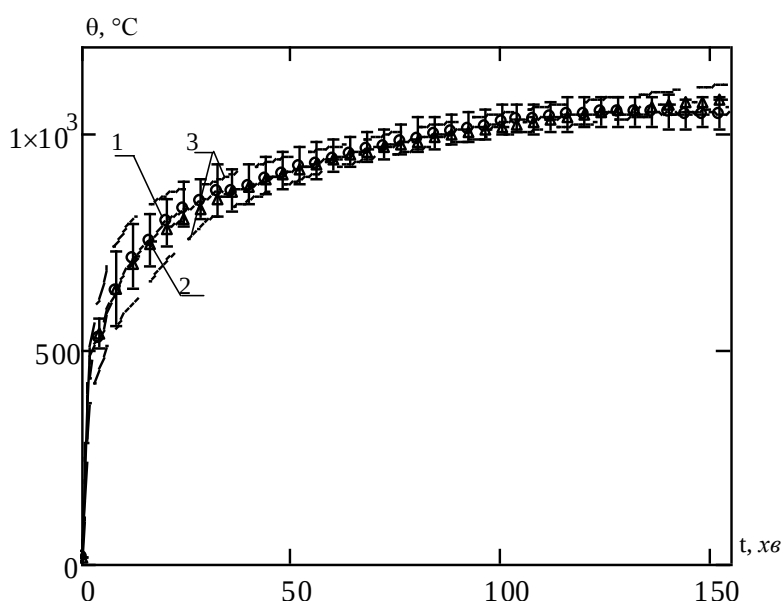


Рисунок 4.15 – Температурний режим випробувань в печі:

1 – середня величина температура в печі; 2 – стандартна температурна крива; 3 – допустимі відхилення значень температури

Результати, наведені на рис. 4.15 показують те, що температурний режим випробувань повністю відповідає вимогам стандартів України щодо випробувань на вогнестійкість колон. Також можна побачити, що розкид показників термопар у просторі камери печі майже не виходить за область, обмежену максимально допустимою та мінімально допустимою температурами. Така картина показує, що температура у камері печі є рівномірною. Це свідчить про високу якість умов, створених для експерименту.

Згідно із методикою проведення вогневих випробувань трубобетонних колон були проведені вимірювання температури їх сталевій обойми. На рис. 4.16 подані залежності температур у внутрішніх контрольних точках трубобетонних колон-зразків від часу випробувань згідно із схемою розташування та системою позначень даних контрольних точок, наведеною на рис. 4.7.

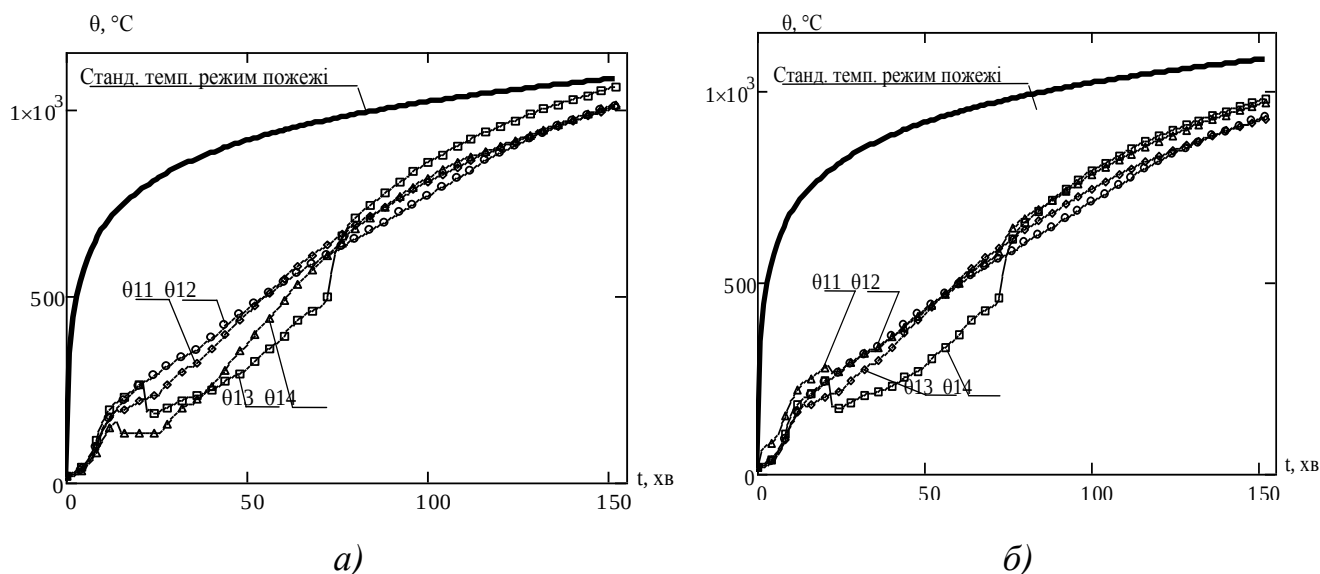


Рисунок 4.16 – Результати вимірювань температури у сталевій обоймі трубобетонних колон-зразків, усередненої за вимірюваннями на різних рівнях колони по її довжині, під час випробувань згідно зі схемою розташування термопар (рис. 4.7): 1 – колона-зразок №1; 2 – колона-зразок №2

Аналізуючи графіки температур на рис. 4.16, можна помітити їх важливі особливості. Всі графіки однакових положень термопар є подібними, що підтверджує добру відтворюваність експерименту. Показники термопар у різних точках сталевій обойми колони мають горизонтальну ділянку в області 100 °C, що збігається з уявленнями про фізико-хімічні процеси, які протікають у внутрішніх шарах бетону при його високотемпературному нагріві. Залежності температури мають спадні гілки у області 300–350 °C, що пояснюється впливом ендотермічних реакцій розкладання цементного каменя, а також розтріскування та фільтрування водяної пари крізь пори каркасу цементного каменя.

Суттєве значення мають показники температури центру перерізу трубобетонної колони [8]. Температурні режими прогріву у центрі перерізу трубобетонних колон-зразків під час їх вогневих випробувань подані на рис. 4.17.

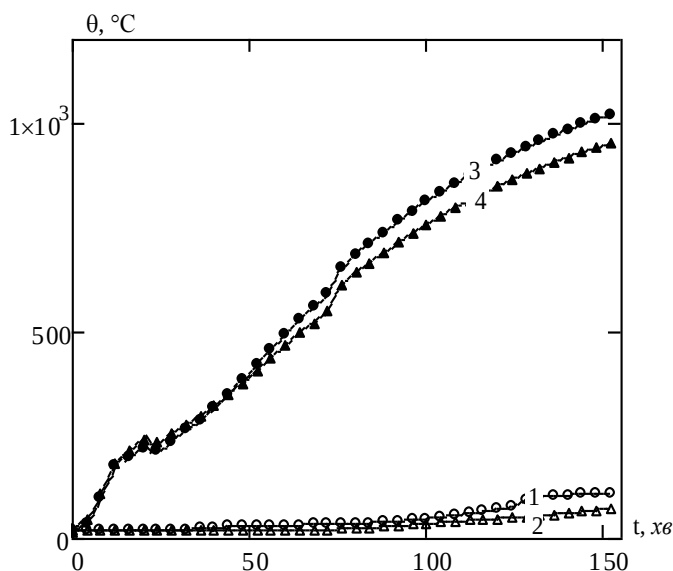


Рисунок 4.17 – Середня температура серединної точки перерізів трубобетонних колон-зразків для вимірювань на різних рівнях:

- 1 – середня температура центру перерізу трубобетонної колони-зразку №1;
- 2 – середня температура центру перерізу трубобетонної колони-зразку №2;
- 3 – середня температура сталевій обійми трубобетонної колони-зразку №1;
- 4 – середня температура сталевій обійми трубобетонної колони-зразку №2

Аналіз графіків на рис. 4.17 показує, що температура обох трубобетонних колон-зразків для випробування істотно не відрізняється. Це є доказом належної якості проведених експериментів.

Для вивчення відмінностей теоретичних даних, отриманих у результаті розрахунку за моделями, використаними у попередньому розділі, та даних, отриманих у ході експерименту, був проведений порівняльний аналіз експериментальних та розрахункових даних.

На рис. 4.18 та рис. 4.19 показані графіки зміни температури у залежності від часу для різних точок перерізу трубобетонної колони у результаті випробувань та за даними розрахунків.

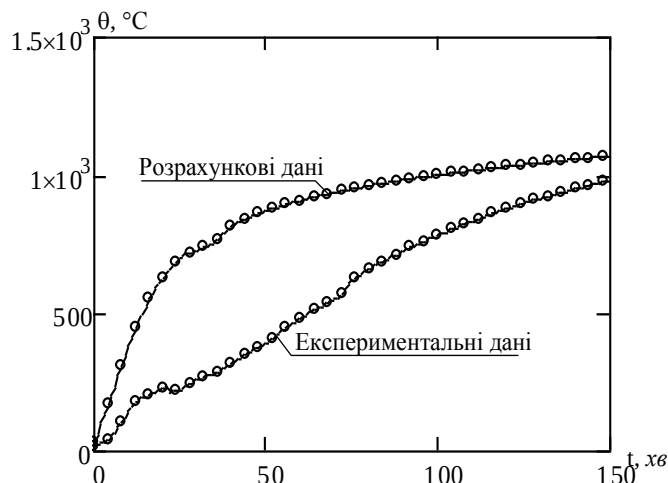


Рисунок 4.18 – Результати вимірювань температури у сталевій обіймі трубобетонних колон-зразків під час випробувань та згідно із результатами розрахунку

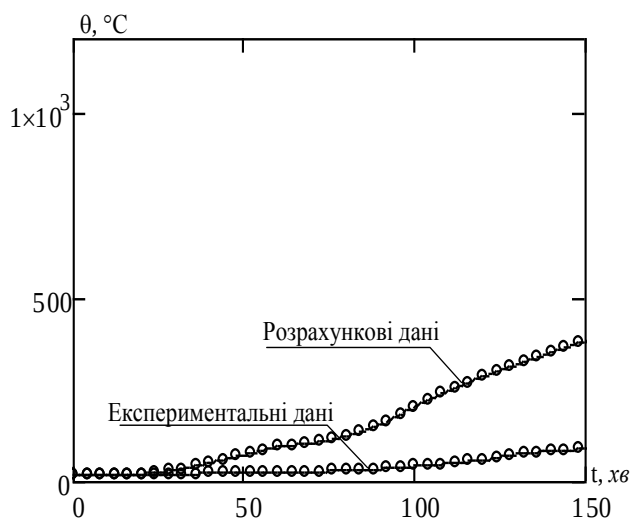


Рисунок 4.19 – Результати вимірювань температури у серединній точці перерізу трубобетонних колон-зразків під час випробувань та згідно із результатами розрахунку

Графіки на рис. 4.18 та рис. 4.19 показують істотну відмінність результатів розрахунку від результатів експерименту. Така відмінність

пояснюється у першу чергу тим, що внаслідок випаровування та фільтрації вологи крізь пористу структуру цементного каменя відбувається суттєве охолодження поверхневих шарів бетону та контактуючої із ними сталевोї обойми колони. На це вказує горизонтальна ділянка графіків на рис. 4.18. Така картина є наслідком того, що при здійсненні висушування колон-зразків у відповідному приміщенні частина вологи залишається (досить поширене явище при здійсненні випробувань), тому кожне з випробувань дає менш жорсткі умови нагрівання колон при здійсненні експерименту на відміну від теоретично розрахованих, оскільки методика розрахунку передбачає надання певного запасу для гарантування відповідної потрібної вогнестійкості. Для вивчення впливу граничних умов на результати розрахунку нами були використані розрахунки з використанням експериментальної температурної кривої нагріву сталевोї обойми (рис. 4.18). Це було зроблено з метою формування крайової задачі теплопровідності із граничними умовами I роду. Результати розрахунку наведені на рис. 4.20.

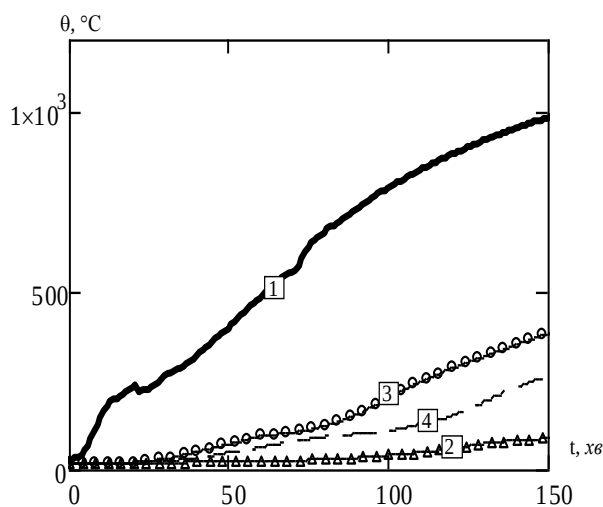


Рисунок 4.20 – Дані для порівняльного аналізу результатів розрахунку та експериментальних даних:

- 1 – температурна крива нагріву сталевішої обойми, усереднена за даними випробувань;*
- 2 – температурна крива нагріву серединної точки перерізу колони, усереднена за даними випробувань;*
- 3 – температурна крива нагріву серединної точки перерізу колони, отримана у результаті розрахунку;*
- 4 – температурна крива нагріву серединної точки перерізу колони, отримана у результаті розрахунку за граничними умовами I роду за кривою 1.*

Аналіз графіків на рис. 4.20 показав, що при використанні температурної кривої, отриманої за експериментальними даними для формулювання граничних умов III роду, маємо добру збіжність експериментальних та розрахункових даних щодо режиму прогрівання серединної точки перерізу трубобетонної колони.

4.5. Висновки за розділом

З огляду на проведені дослідження можна зробити такі висновки:

- розроблено методику вогневих випробувань трубобетонних колон в умовах теплового впливу пожежі із стандартним температурним режимом.

- за допомогою розробленої методики було піддано вогневим випробуванням два зразки трубобетонних колон впродовж 150 хв, у результаті чого було отримано температурні показники у камері печі, у сталевих обоймах колон-зразків та у їхніх серединних точках;

- виконано вимірювання діаметру на різних ділянках сталевих обойми колон, результати яких показали, що температурне розширення бетону та сталі призводить до істотного викривлення перерізу колони та виникнення помітних залишкових пластичних деформацій сталевих обойми;

- вимірювання у камері печі показали, що температурний режим випробувань повністю відповідає вимогам стандартів України щодо випробувань на вогнестійкість, а розкид показників термопар у просторі камери печі майже не виходить за область, обмежену максимально допустимою та мінімально допустимою температурами, що показує рівномірність температури у камері печі та високу якість створених умов експерименту.

- досліджено температурні показники усередині перерізу трубобетонних колон, що показали на отриманих температурних кривих горизонтальну ділянку в області 100 °C і спадні гілки у області 300–350°C. Це пояснюється впливом ендотермічних реакцій розкладання цементного каменю, а також

розтріскуванням та фільтруванням водяної пари крізь пори каркасу цементного каменю;

– за моделями, використаними у попередньому розділі та даними, отриманими у ході експерименту, було проведено порівняльний аналіз експериментальних та розрахункових даних, який показав відмінність результатів розрахунку від результатів експерименту. Це пояснюється випаровуванням та фільтрацією вологи крізь пористу структуру цементного каменю, унаслідок чого відбувається суттєве охолодження поверхневих шарів бетону та контактуючої із ними сталевोї обойми колони;

– для формування крайової задачі теплопровідності із граничними умовами I роду виконано розрахунки з використанням усередненої експериментальної температурної кривої нагріву сталевोї обойми за даними випробувань, на основі чого отримано добру збіжність експериментальних та розрахункових значень прогрівання серединної точки перерізу трубобетонної колони.

РОЗДІЛ 5

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ВОГНЕЗАХИСНИХ СИСТЕМ ДЛЯ ТРУБОБЕТОННИХ КОЛОН КРУГЛОГО ПЕРЕРІЗУ

5.1. Дослідження залежності вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу від температури нагріву зовнішньої обойми

З метою вивчення впливу температури нагрівання зовнішньої обойми трубобетонної колони круглого перерізу на її вогнестійкість були визначені відповідні залежності критичної температури обойми, при якій настає граничний стан втрати несучої здатності. Залежності було визначено для різного рівня навантаження та геометричних характеристик колон. При цьому було застосовано математичний апарат та програмне забезпечення, описані у розділі 3 цієї роботи. Отримані залежності наведені на рис. 5.1.

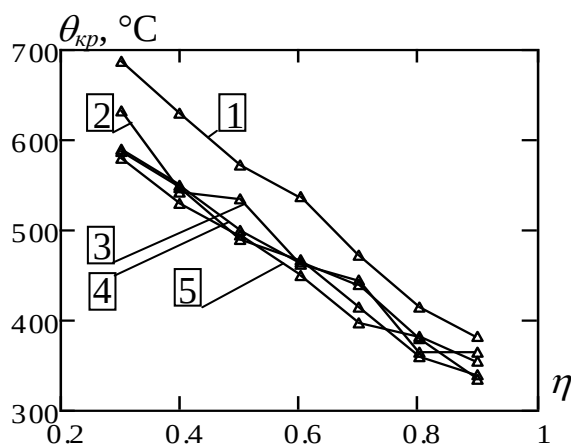


Рисунок 5.1 – Залежність критичної температури обойми, при якій настає граничний стан втрати несучої здатності, від різних рівнів навантаження та діаметрів перерізу трубобетонних колон: 1 – 300 мм, 2 – 400 мм; 3 – 500 мм; 4 – 600 мм; 5 – 700 мм.

Як можна побачити на графіках рис. 5.1, діаметр трубобетонних колон круглого перерізу слабо впливає на критичну температуру, тому для визначення

класу вогнестійкості можна використовувати критерій «критична температура». Для цього можна використовувати першу залежність критичної температури від рівня навантаження трубобетонної колони.

Для врахування залежності між критичною температурою та рівнем навантаження трубобетонних колон має бути побудована регресійна залежність. Оскільки дана залежність не має значного викривлення, її можна апроксимувати за допомогою квадратичного поліному.

Після проведення відповідних розрахунків була побудована відповідна регресія, основні параметри якої наведені у табл. 5.1.

Таблиця 5.1

Параметри регресійної залежності критичної температури від коефіцієнту навантаження трубобетонної колони круглого перерізу

Коефіцієнти регресії $\theta_{кр}(\eta) = b_0 + b_1\eta + b_2\eta^2$	b_0	b_1	b_2
Зразки без просочення	859.989	-596.024	64.807

На рис. 5.2 наведена отримана регресійна залежність у вигляді графіку.

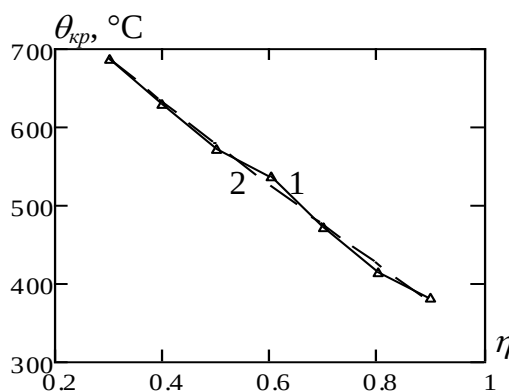


Рисунок 5.2 – Залежність критичної температури обойми, при якій настає граничний стан втрати несучої здатності, від різного рівня навантаження для трубобетонних колон діаметром 300 мм: 1 – розрахункова залежність; 2 – регресійна залежність.

Таким чином, використовуючи отриману регресійну залежність, можна оцінити клас вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу, якщо відома температура сталевих обойми.

Температуру сталевих об'єктів можна визначити, застосовуючи математичний апарат, рекомендований у другій частині Eurocode 3 [97]. Для визначення температури сталевих об'єктів незахищеної трубобетонної колони використовують залежність, яка визначає підвищення температури $\Delta\theta_{a,t}$ за проміжок часу Δt :

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \cdot \frac{A_m}{V c_a \rho_a} \cdot \dot{h}_{net} \Delta t \quad (\Delta\theta_{a,t} \geq 0), \quad (5.1)$$

тут k_{sh} – поправочний коефіцієнт для врахування впливу тіньового ефекту;

A_m/V – коефіцієнт перерізу для незахищених сталевих конструкцій (1/м);

A_m – площа поверхні конструкції на одиницю довжини (м²/м);

V – об'єм конструкції на одиницю довжини (м³/м);

c_a – питома теплоємність сталі, (Дж/(кг · °С));

$\dot{h}_{net}$ – розрахункове значення результуючого питомого теплового потоку на одиницю площі (Вт/м²);

Δt – проміжок часу (с);

ρ_a – густина сталі, (кг/м³).

Для визначення температури нагріву вогнезахисних сталевих конструкцій застосовується основна методика, що базується на використанні формули, яка визначає підвищення температури $\Delta\theta_{a,t}$ за проміжок часу Δt :

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p}{V d_p c_a \rho_a} \cdot \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{(1 + \phi/3)} \cdot \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \cdot \Delta\theta_{g,t} \quad (\Delta\theta_{a,t} \geq 0 \text{ при } \Delta\theta_{g,t} > 0), \quad (5.2)$$

$$\text{де } \phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} \cdot d_p A_p / V,$$

тут A_p/V – коефіцієнт перерізу для сталевих конструкцій, ізольованих вогнезахисним матеріалом;

A_p – відповідна площа поверхні вогнезахисної системи на одиницю довжини елемента конструкції (м²/м);

V – об'єм одиниці довжини конструкції (м³/м);

c_a – питома теплоємність сталі, залежна від температури (Дж/(кг·К));

c_p – питома теплоємність матеріалу вогнезахисту, яка не залежить від температури (Дж/(кг · К));

d_p – товщина вогнезахисного матеріалу (м);

Δt – проміжок часу не повинен бути більшим за 30 с (с);

$\theta_{a,t}$ – температура сталі у момент часу t (°С);

$\theta_{g,t}$ – температура газу у момент часу t (°С);

$\Delta\theta_{g,t}$ – підвищення температури оточуючого газу за проміжок часу Δt (К);

λ_p – коефіцієнт теплопровідності вогнезахисної системи (Вт/(м ·°С));

ρ_a – густина сталі (кг/м³);

ρ_p – густина вогнезахисного матеріалу (кг/м³).

Площа вогнезахисного матеріалу A_p , здебільшого, має прийматися як площа його внутрішньої поверхні, однак для порожнистих облицювань із зазорами навколо захищеної трубобетонної колони може бути використане значення площі для порожнистих облицювань без зазорів.

5.2. Розрахункова методика оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу

При використанні отриманих залежностей для розрахункової оцінки вогнестійкості трубобетонних колон необхідно дотримуватися встановленої послідовності дій.

1. Визначається коефіцієнт навантаження трубобетонної колони як відношення діючої нормальної сили, помноженої на коефіцієнт зниження навантаження, до максимальної сили, яку може витримати колона.

2. За регресійною залежністю визначається критична температура нагрівання сталевих обійми трубобетонної колони.

3. За необхідним класом вогнестійкості визначається час впливу стандартного температурного режиму пожежі, відповідно до якого, з

використанням формули (5.1) у випадку незахищеного перерізу або формули (5.2) при наявності системи вогнезахисту, визначається температура нагрівання сталевих обійми.

4. Отримана температура порівнюється з критичною температурою. Якщо температура нагрівання сталевих обійми трубобетонної колони не перевищує критичної температури, вважається що клас вогнестійкості досліджуваної колони вважається забезпеченим.

В якості прикладу було розглянуто трубобетонну колону, конструктивна схема перерізу якої наведена на рис. 5.3. Дана колона має відповідати класу вогнестійкості R 120.

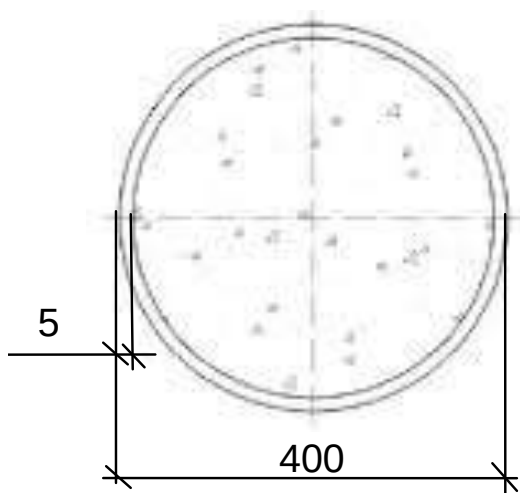


Рисунок 5.3 – Структурна схема перерізу трубобетонної колони

Згідно із початковими даними трубобетонна колона виготовлена з важкого бетону на гранітному наповнювачі класу C20/25 (B25). Сталева обійма виготовлена із конструкційної сталі марки Ст. 3. Міцнісні властивості бетону та арматурної сталі наведені у табл. 5.2.

Таблиця 5.2

Міцнісні властивості бетону та сталевих обійми

Матеріал	Клас міцн.	Познач.	Нормована міцність, МПа
Бетон	C20/25	$f_{ck,t}$	20
Сталь	Ст.3	$f_{yk,t}$	240

Колона знаходиться під дією зосередженої сили, що дорівнює:

$$N_{Ed, fi} = N_{Ed} \cdot \eta_{fi} = 1.5 \times 10^6 \cdot 0.7 = 1.05 \times 10^6 \text{ Н} = 1050 \text{ кН}$$

Несуча здатність колони за нормальних умов визначається за формулою:

$$R_{Ed} = A_c f_{ck,t} \cdot 0.85 + A_s f_{yk,t} / 1.15 = 1315 \text{ кН}$$

Визначаємо коефіцієнт навантаження:

$$\eta = N_{Ed, fi} / R_{Ed} = 1050 / 1315 = 0.799$$

Визначаємо критичну температуру за регресійною залежністю, що наведена у табл. 5.1.

$$\theta_{кр} = 859.989 + -596.024 \cdot 0.799 + 64.807 \cdot 0.799^2 = 425.139 \text{ } ^\circ\text{C}$$

Для визначення температури нагрівання сталеві обійми необхідно використати формулу (5.2).

Для цього визначаємо коефіцієнт перерізу трубобетонної колони:

$$A_m / V = 2 \cdot (\pi \cdot d)^{-1} = 1.592 \text{ м/м}^2$$

Визначаємо температуру прогріву сталеві обійми з використанням формули (5.2). При цьому використовуємо теплофізичні властивості сталі з табл. 3.2. Крок за часом дорівнює $\Delta t = 60 \text{ с}$. Поправочний коефіцієнт дорівнює $k_{sh} = 1$. Тепловий потік на поверхні сталеві обійми на кожному кроці визначається за формулою [44]:

$$\dot{h}_{\text{net}} = \alpha(T_p - T_w) \quad (5.3)$$

На рис. 5.4 наведений графік залежності температури сталевий обійми трубобетонної колони в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі.

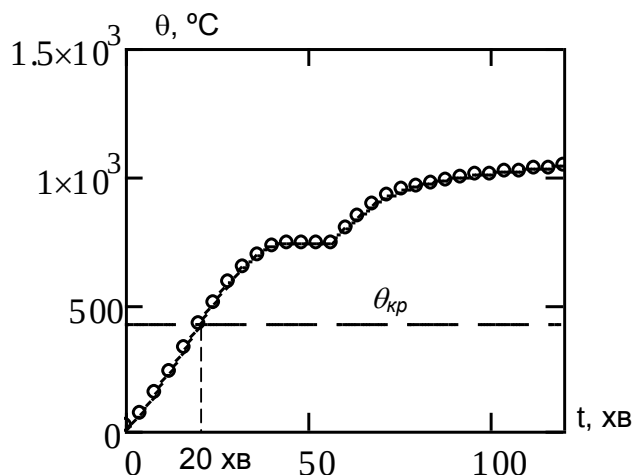


Рисунок 5.4 – Графік залежності нагріву сталевий обійми трубобетонної колони без вогнезахисту від часу впливу стандартного температурного режиму пожежі

При порівнянні отриманого значення нагріву сталевий обійми колони із значенням критичної температури, (див. рис. 5.4) можна зробити висновок, що ця колона не відповідає необхідному класу вогнестійкості R 120.

Для забезпечення необхідного класу вогнестійкості пропонуємо систему вогнезахисту на основі мінераловатного облицювання. Всі необхідні параметри облицювання наведені у п. 3.3.1. Для розрахунку температури нагрівання застосовуємо формулу (5.3).

На рис. 5.5 наведено графік залежності температури сталевий обійми трубобетонної колони із вогнезахистом на основі мінераловатної вогнезахисної системи ROCKWOOL серії «Conlit SL150» в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі.

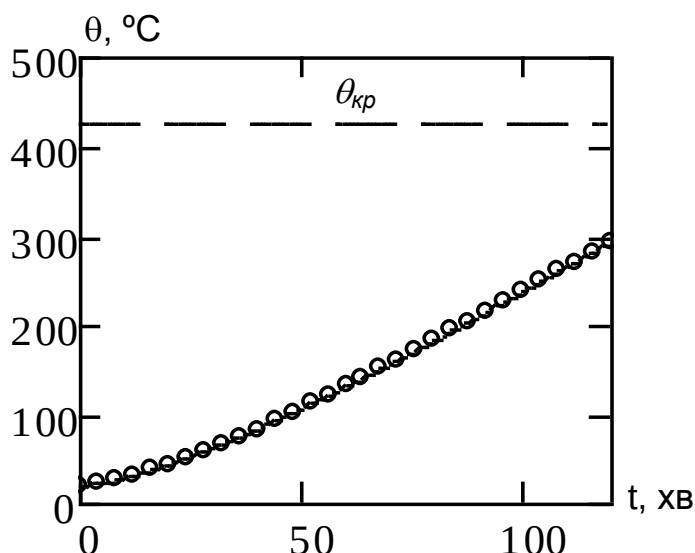


Рисунок 5.5 – Графік залежності нагріву сталевих оболонок трубобетонної колони із вогнезахистом на основі мінераловатної вогнезахисної системи ROCKWOOL серії «Conlit SL150» від часу впливу стандартного температурного режиму пожежі

При порівнянні отриманого значення нагріву сталевих оболонок колони із значенням критичної температури (див. рис. 5.4), можна зробити висновок, що колона відповідає необхідному класу вогнестійкості R 120 за умови застосування мінераловатної вогнезахисної системи ROCKWOOL серії «Conlit SL150».

Отримані дані збігаються із результатами, наведеними у 3 розділі цієї роботи, що підтверджує достовірність даних, отриманих за розробленим методом.

5.3. Висновки за розділом

З огляду на проведені дослідження, можна зробити такі висновки:

– встановлено, що межа вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу в умовах впливу стандартного температурного режиму пожежі

залежить від температури нагріву сталевих обійми колони та рівня її навантаження;

– виявлено закономірність залежності критичної температури, при якій настає втрата несучої здатності трубобетонних колон круглого перерізу в умовах впливу стандартного температурного режиму, від рівня її навантаження, що має вигляд регресійної поліноміальної залежності $\theta_{кр} = 859.989 - 596.024 \cdot \eta + 64.807 \cdot \eta^2$.

– із використанням отриманої закономірності було розроблено спрощений метод розрахункової оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму;

– підтверджено високу достовірність результатів оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму, отриманих за розробленим методом.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

В дисертаційній роботі, яка є завершеним науковим дослідженням, розв'язано актуальну наукову задачу виявлення особливостей впливу геометричних розмірів та теплофізичних характеристик бетону і металу на цілісність трубобетонних конструкцій, як підґрунтя підвищення ефективності забезпечення їх пожежної безпеки. За результатами дисертаційної роботи сформульовано висновки.

1. Встановлено, що величина температурних напружень залежить від коефіцієнта температурного лінійного розширення, модуля пружності та коефіцієнта Пуассона, а також розмірів елементів конструкції. Встановлено, що найбільша величина температурних напружень досягається в бетоні. Встановлено, що в двохшарових колонах найменша величина радіальних температурних напружень досягається при рівних значеннях коефіцієнтів температурного лінійного розширення металу і бетону. При цьому значення напружень зменшуються на 63% при $t_c=300^\circ\text{C}$ і на 77% при $t_c=500^\circ\text{C}$. При рівності коефіцієнтів Пуассона напруження зменшуються на 45% як при $t_c=300^\circ\text{C}$, так і $t_c=500^\circ\text{C}$.

2. Встановлено, що в трьохшаровій конструкції в центральному шарі виникають стискаючі напруження, які рівні по всьому перерізу і на поверхні спряження $r=R_1$ дорівнюють напруженням в другому шарі. Напруження в другому шарі при наближенні до третього шару зменшуються по величині і з області стиску переходять до області розтягу. На поверхні $r=R_2$ вони рівні напруженням в зовнішній трубі. При наближенні до зовнішньої поверхні вони зменшуються і на поверхні $r=R_3$ дорівнюють нулю. При рівних значеннях $\alpha_t^{(1)}=\alpha_t^{(2)}=\alpha_t^{(3)}$ радіальні температурні напруження зменшуються в 2,6 рази, а при рівних $\nu_1=\nu_2=\nu_3$ – зменшуються в 1,7 рази.

3. При дослідженні трубобетонної колони виявлено залежність між межею вогнестійкості та прикладеним рівнем навантаження, яка є близькою до лінійної. Також досліджено сценарій руйнування трубобетонної колони в умовах пожежі із

стандартним режимом, що полягає у утворенні локальної зони деформації сталевих обійми і, як наслідок, місцевої втрати стійкості посередині висоти колони.

4. Показано, що при застосуванні вогнезахисних систем на основі мінераловатних плит «Conlit SL150» та вогнезахисної штукатурки «Натреск» клас вогнестійкості трубобетонної колони підвищується з R 15 до R 180, а при застосуванні вогнезахисної системи на основі вогнезахисної фарби, що спучується, «Pyro-Safe Flammoplast SP-A2» – підвищується з R 15 до R 90.

5. Розроблено методику вогневих випробувань трубобетонних колон в умовах теплового впливу пожежі із стандартним температурним режимом. З використанням цієї методики проведено вогневі випробування двох зразків трубобетонних колон протягом 150 хв, у результаті чого було отримано температурні показники у камері печі, у сталевих обіймах колон-зразків та у їхніх серединних точках. Отримані результати підтвердили позитивну збіжність експериментальних та розрахункових даних.

6. Показано, що межа вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму пожежі залежить від температури нагріву сталевих обійми колони та рівня її навантаження. Це дозволило виявити регресійну поліноміальну залежність критичної температури, при якій настає втрата несучої здатності трубобетонних колон круглого перерізу при стандартному температурному режимі, від рівня її навантаження. Отримана залежність має вигляд $\theta_{кр} = 859.989 - 596.024 \cdot \eta + 64.807 \cdot \eta^2$.

7. Отримана залежність дозволила удосконалити спрощений метод розрахункової оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу за умов впливу стандартного температурного режиму. Удосконалений метод дозволив отримати високу достовірність отриманих результатів.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Александровский С. В. Расчет бетонных и железобетонных конструкций на изменения температуры и влажности с учетом ползучести / С. В. Александровский. – М. : Стройиздат, 1973.— 423 с.
2. Алмазов В. О. Методы решения проблем сцепления между бетонным ядром и стальной оболочкой / В. О. Алмазов, З. А. Амирасланов // Бурение нефть. – 2009. – № 2. – С. 16–20.
3. Аткишкин И. В. Длительная прочность сжатых трубобетонных элементов с внутренним стальным сердечником : дисс. ... кандидата техн. наук : 05.23.01 / Аткишкин Игорь Владимирович. – Магнитогорск, 2006. –154 с.
4. Барашиков А. Я. Расчет железобетонных конструкций на действие длительных переменных нагрузок / А. Я. Барашиков. — Киев : Будівельник, 1977. – 156 с.
5. Бартелеми Б. Огнестойкость строительных конструкций / Б. Бартелеми, Ж. Крюппа. – М. : Стройиздат, 1985. – 216 с.
6. Баташев В. М. Прочность, трещиностойкость и деформации железобетонных элементов с многорядным армированием / В. М. Баташев. – Киев : Будівельник, 1978.— 120 с.
7. Беленя Е. И. Металлические конструкции. Общий курс: учебник для ВУЗов / Е. И. Беленя, В. А. Балдин, Г. С. Веденников [и др.] / Под общ. ред. Е. И. Белени. – 6 изд., перераб. и доп. – М.: Стройиздат, 1985. – 560 с.
8. Бондаренко В. М. Инженерные методы нелинейной теории железобетона / В. М. Бондаренко, С. В. Бондаренко — М. : Стройиздат, 1982.— 288 с.
9. Будівельні конструкції. Методи випробувань на вогнестійкість. Загальні вимоги. Пожежна безпека : (ISO 834: 1975) ДСТУ Б В.1.1–4–98. – [Чинний від 1998–10–28.] – К.: Укрархбудінформ, 2005. – 20 с – (Національні стандарти України).

10. Вогнезахисні покриття для будівельних несучих конструкцій. Метод визначення вогнезахисної здатності : (ENV 13381-4:2002) ДСТУ Б В.1.1-17:2007. – [Чинний від 2007-01-01.] – К.: Укрархбудінформ, 2007. – 62 с – (Національні стандарти України).

11. Воскобійник С. П. Напружено-деформований стан вузлів з'єднання трубобетону з залізобетоном при позацентровому стиску та згину : дис. ... кандидата техн. наук: 05.23.01 / Воскобійник Сергій Павлович – Полтава: ПДТУ ім. Ю. Кондратюка, 2002. –150 с.

12. Гвоздев А. А. Прочность, структурные изменения и деформации бетона / А. А. Гвоздев. — М. : Стройиздат, 1978.— 296 с.

13. Гвоздев А. А. Определение величины разрушающей нагрузки для статически неопределимых систем / А. А. Гвоздев // Проект и стандарт. – 1934. – №8. – С. 10–16.

14. Гениев, Г. А. Теория пластичности бетона и железобетона / Г. А. Гениев, В. Н. Киссюк, В. А. Тюпин. — М : Стройиздат, 1974.— 316 с.

15. Голобородько Б. И. Экспериментальное исследование внецентренно , сжатых трубобетонных элементов при длительном действии нагрузки / Б. И. Голобородько // Сб. тр, строительного факультета КГРИ. – 1972. – №1 – С. 19-28.

16. ДБН В.3.1.-1-2002. Ремонт і підсилення несучих та огорожувальних будівельних конструкцій і основ промислових будинків та споруд. – К.: Держкомбуд України, 2003. – 82 с.

17. Деревянко М. М. Исследование стыков трубобетонных элементов [Текст] / М. М. Деревянко // Трубобетонные и железобетонные конструкции : сб. тр. строительного факультета КГРИ. – Киев : Будівельник, 1972. – С. 112-118.

18. Долженко А. А. Трубобетонные конструкции на строительстве промышленного здания / А. А. Долженко // Промышленное строительство. – 1965. – № 6. – С. 212-222.

19. Долженко А. А. Трубчатая арматура в железобетоне : автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук / А. А. Долженко ; МИСИ. – М., 1967. – 24 с.

20. Долженко А. А. Усадка бетона в трубчатой обойме / А. А. Долженко // Бетон и железобетон. – 1960. – № 8. — С. 353-358.

21. Домінік А. М. Дослідження вогнестійкості циліндричної колони в умовах пожежі / А. М. Домінік / Science and Education a New Dimension: Natural and Technical Sciences, I(2), Issue: 15, 2013 p. 123-125.

22. Ефименко В. И. Центрифугированные трубобетонные конструкции [Текст] / В. И. Ефименко. – Кривой Рог : КТУ, 2008. – 257 с.

23. Єрмоленко Д. А. Об'ємний напружено деформований стан трубобетонних елементів : монографія / Д. А. Єрмоленко. – Полтава : Видавець Шевченко Р. А., 2012. – 316 с

24. Захист від пожежі. Колони. Метод випробування на вогнестійкість (EN 1365-4:1999, NEQ): ДСТУ Б В.1.1-14:2007. – [Чинний від 2008-01-01]. – К.: ДП «Укрархбудінформ»: Мінрегіонбуд України, 2007 — 12 с. (Національні стандарти України)

25. Захист від пожежі. Пожежна безпека об'єктів будівництва: ДБН В.1.1.7-2016. – [Чинний від 2017-06-01]. – К.: Держбуд України, 2017. – 39 с. – (Державні будівельні норми України).

26. Захист від пожежі. Споруди та фрагменти будівель. Метод натурних вогневих випробувань. Загальні вимоги: ДСТУ Б В.1.1-18:2007. – [Чинний від 2008-04-01]. – К.: ДП «Укрархбудінформ»: Мінрегіонбуд України, 2007 – 13 с.

27. Карпенко Н. И. Общие модели механики железобетона / Н. И. Карпенко – М.: Стройиздат, 1996. – 416 с.

28. Кебенко В. Н. Оптимизация параметров сжатых и внецентренно сжатых трубобетонных элементов и конструкций : дисс... канд. техн. наук: 05.23.01 / Кебенко Виктор Николаевич. – Кривой Рог, 1982. – 125 с.

29. Кикин А. И. Конструкции из стальных труб заполненных бетоном / А. И. Кикин, Р. С. Санжаровский, В. А. Трулль. – М.: Стройиздат, 1974. – 145 с.

30. Кириллов А. П. Железобетонные корпуса ядерных реакторов / А. П. Кириллов. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 248 с.

31. Клепель К., Годер В. Исследование несущей способности трубобетона и определение расчетной формулы / К. Клепель, В. Годер. — М., 1965. — 82 с.
32. Клименко Ф. Є. Розробка, дослідження та застосування у будівництві сталевобетонних конструкцій / Ф. Є. Клименко. — Львів: Світ, 2001. — 169 с.
33. Клованич С. Ф. Метод конечных элементов в механике железобетона : монография / С. Ф. Клованич, И. Н. Мироненко — Одесса: ОНМУ, 2007. — 110 с.
34. Конструкції будинків і споруд. Бетонні та залізобетонні конструкції з важкого бетону. Правила проектування: ДСТУ Б В.2.6-156:2010. [Чинний від 2011-06-01]. — К.: ДП «Укразбудінформ»: Мінрегіонбуд України, 2011 — 118 с.
35. Косов И. П. Эффективность трубобетонных конструкций / И. П. Косов // Трубобетонные и железобетонные конструкции — 1971. — №1 — С. 69-78.
36. Кришан А. Л. Трубобетонные колонны с предварительно обжатым ядром: монография / А. Л. Кришан. — Ростов н/Д: Рост. гос. строит, ун-т, 2011. — 372 с.
37. Кудзис А. Я. Железобетонные конструкции кольцевого сечения /А. Я. Кудзис. — Вильнюс : Минтис, 1975.— 224 с.
38. Курочкин А. В. Технология возведения каркасных зданий с вертикальными несущими конструкциями из трубобетонных элементов: диссертация ... кандидата технических наук : 05.23.08 / Курочкин Александр Вячеславович. — Москва, 2011. — 145 с.
39. Курочкин А. В. Возведение каркасных зданий с несущими конструкциями из трубобетонных элементов / А. В. Курочкин // Вестник МГСУ. — 2010. — № 3. — С. 82–86.
40. Лившиц Я. Д.. Экспериментально–теоретическое исследование несущей способности, деформативности и трещиностойкости центрально и внецентренно сжатых элементов брускового сечения с учетом влияния «обоймы»: отчет по НИР / Я. Д. Лившиц, В. Г. Жемчужников, В. Я. Бачинский. — Киев: КАДИ, 1969. — 112 с.

41. Липатов А. Ф. Исследование прочности трубобетонных элементов мостовых конструкций: диссертация ... кандидата технических наук : 05.23.01 / Александр Федорович Липатов. – Москва, 1954. – 165 с.

42. Лопатто А. Э. О свойствах бетона, твердеющего в замкнутой обойме, и жесткости трубобетонных элементов / А. Э. Лопатто // Строительные конструкции. – 1973. – Вып. XXI. – С. 78-90.

43. Лукша Л. К. Прочность трубобетона / Л. К. Лукша. — Минск: Высш. шк., 1977.— 95 с.

44. Лыков А. В. Теория теплопроводности / А. В. Лыков. – М.: Высшая школа 1967. – 600 с.

45. Маракуца В. И. Прочность и устойчивость трубобетонных элементов при кратковременном и длительном нагружении: диссертация ... кандидата технических наук : 05.23.01 / Василий Иванович Маракуца. – Кривой Рог, 1970 – 157 с.

46. Маренин В. Ф. Исследование прочности стальных труб, заполненных бетоном при осевом сжатии: диссертация ... кандидата технических наук : 05.23.08 / Виктор Федорович Маренин. – М., 1959. – 161 с.

47. Милованов А. Ф. Огнестойкость железобетонных конструкций / А. Ф. Милованов. – М.: Стройиздат, 1986. – 224 с.

48. Мищенко А. И. Исследование экономической эффективности применения трубобетонных конструкций в инженерных сооружениях. Автореф. канд. дисс. Л., 1974. –22 с.

49. Нурадинов Б. Н. Огнестойкость сталетрубобетонных колонн: автореф. канд. техн. наук. – М., 1994. – 26 с.

50. Огнестойкость изгибаемых железобетонных конструкций из высокопрочного бетона: Автореф. дис. на соиск. учен. степ. канд. техн. наук: 05.23.01: 16.12.2004 / Полевода Иван Иванович. – Мн., 2004. – 20 с.

51. Основні вимоги до будівель і споруд. Пожежна безпека. ДБН В.1.2–7–2008 [Чинний від 2008–10–01.]. – К.: Видавництво ДП “Укрархбудінформ”, 2008. – 52 с – (Національний стандарт України).

52. Поздеев С. В. Развитие научных основ определения пределов огнестойкости несущих железобетонных конструкций: дис. докт. техн. наук : 21.06.02 / Поздеев Сергей Валерьевич. – Черкасы, 2012. – 360 с.

53. Поздеев С. В. Методика оцінки межі вогнестійкості залізобетонних балок шляхом інтерпретації результатів їх вогневих випробувань / С. В. Поздеев, Ю. А. Отрош, А. М. Омельченко, [та ін.] // Збірник наукових праць ДонДТУ. – 2014. – № 1 (42). – С. 119–127.

54. Росновский В. А. Трубобетон в мостостроении / В. А. Росновский. — М.: Трансжелдориздат, 1963.— 110 с.

55. Семерак М. М. Вплив фізико–механічних характеристик металу і бетону на термонапружений стан трубобетонних колон за умов нагріву» / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вісник ЛДУБЖД. – 2017. – № 15. – С. 165–172.

56. Семерак М. М. Математическое моделирование температурного поля в строительных конструкциях при пожаре с горением углеводородов / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вестник Кокшетауского технического института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2016 – №4 (24). – С. 46–51.

57. Семерак М. М. Математична модель процесу нагрівання трубобетонних колон за умов пожежі / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин, [та ін.] // Пожежна безпека : зб. наук. праць. – Львів, 2017. – №30. – С. 148–158.

58. Семерак М. М. Напружено–деформований стан трубобетонних елементів за умов нагрівання / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – Львів, 2016. – №29. – С. 136–141.

59. Семерак М. М. Напружено–деформований стан трубобетонної колони в умовах термосилового впливу пожежі [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – 2017. – №31. С. 115–124.

60. Семерак М. М. Термоміцність залізобетонних конструкцій за умов пожежі / М. М. Семерак, А. М. Домінік, А. В. Субота, [та ін.] // Пожежна безпека : зб. наук. праць. – 2012. – №20. – С. 7–12.

61. Семерак М. М. Вогнестійкість бетонних конструкцій циліндричної форми / М. М. Семерак, А. М. Домінік, В. М. Байтала, [та ін.] // Пожежна безпека: Зб. наук. праць. – 2012. – № 21. – С. 160-165.

62. Семерак, М. М. Огнестойкость трубобетонных колон защищенных огнезащитными материалами / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин // Вестник Кокшетауского технического института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2017 – №4 (28). – С. 42–50.

63. Семерак, М. М. Температурні напруження в двошарових трубобетонних колонах [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин, О. В. Некора // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали VIII Міжнародної науково–практичної конференції. – Черкаси, 2017. – С. 240–241.

64. Семерак, М. М. Трубобетонні колони з вогнезахисним покриттям та їх поведінка в умовах пожежі / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали IX Міжнародної науково–практичної конференції. – Черкаси, 2018. – С. 204–206.

65. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Основні вимоги до будівель і споруд. Пожежна безпека: ДБН В.1.2–7–2008.

66. Ситников Ю. В. Исследование железобетонных элементов со стальной оболочкой для несущих конструкций промышленных зданий. Автореф. канд. дисс. Воронеж, 1970. – 24 с.

67. СНиП 2.03.01–84* Бетонные и железобетонные конструкции / Минстрой России. — М.: ГП ЦПП, 1996. — 77 с.

68. СНиП II–23–81* Стальные конструкции. Нормы проектирования. — М.: Стройиздат, 1990. — 134 с.

69. Стальные трубчатые конструкции за рубежом. Опыт зарубежного строительства. М., 1968.

70. Стороженко Л. И. Розрахунок трубобетонных конструкций при короткочасній і тривалій дії навантаження / Л. И. Стороженко, В. М. Сурдин. – Київ: Будівельник, 1972. – 185 с.

71. Стороженко Л. І. Залізобетонні конструкції в незнімній опалубці / Л. І. Стороженко, О. І. Лапенко. – Полтава: «АСМІ», 2008. – 312 с.

72. Стороженко Л. І. Сталезалізобетонні конструкції. Дослідження, проектування, будівництво, експлуатація / Л. І. Стороженко, В. М. Сурдін, В. І. Єфіменко, [та ін.]. – Кривий Ріг: КТУ, 2007. – 448 с.

73. Стороженко Л. І. Трубобетонні конструкції промислових будівель / Л. І. Стороженко, В. Ф. Пенц, С. Г. Коршун. – Полтава: ПолтНТУ, 2008. – 202 с.

74. Стороженко Л. И. Трубобетонные конструкции / Л. И. Стороженко. – Киев: Будівельник, 1978 – 81 с.

75. Стороженко Л. И. Железобетонные конструкции с внешним армированием: учеб. пособие / Л. И. Стороженко. – К.: УМК ВО, 1989. – 99 с.

76. Стороженко Л. И. Объемное напряженно–деформированное состояние железобетона с косвенным армированием: Дисс. докт. техн. наук. Кривой Рог, 1984. – 587 с.

77. Технологический регламент 11-07. Рабочая инструкция композиции огнезащитной для стальных конструкций из минераловатных плит ROCKWOOL серии CONLIT 150 SL и клея CONLIT Glue. Москва. – 2010. – 14 с.

78. Тимошенко В. М. Несуча здатність та деформативність стиснених трубобетонних елементів зі стиками: дис. ... канд. техн. наук /В. М. Тимошенко. – Полтава, 2000. – 209 с.

79. Тимошенко С. П. Теория упругости / С. П. Тимошенко, Дж. Гудьер – М.: Наука, 1975. – 576 с

80. Узун И. А. Новые технологии возведения зданий из трубобетонных элементов и их расчет / И. А. Узун // Промышленное и гражданское строительство. – 2006. – № 2. – С. 42–43.

81. Український науково–дослідний інститут цивільного захисту. Київ, 2016. URL: <http://undicz.dsns.gov.ua/> (дата звернення 13.05.2017).

82. Харишин Д. В. Напружено-деформований стан трубобетонних елементів за умов нагріву / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Пожежна та техногенна безпека. Теорія, практика, інновації: матеріали міжнародної науково–практичної конференції. – Львів : ЛДУ БЖД, 2016. – С. 519–521.

83. Харишин, Д. В. Вогнестійкість бетонних конструкцій / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Сучасний стан цивільного захисту України: перспективи та шляхи до Європейського простору: матеріали 18 Всеукраїнської науково-практичної конференції рятувальників – К., 2016. – С. 306–308.

84. Харишин, Д. В. Поведінка трубобетонних колон за умов пожежі / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Проблеми та перспективи розвитку системи безпеки життєдіяльності: матеріали 12 Міжнародної науково–практичної конференції молодих вчених, курсантів та студентів. – Львів: ЛДУ БЖД, 2017. – С. 82–83.

85. Харишин, Д. В. Температурные напряжения в трубобетонных конструкциях в условиях пожара / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Обеспечение безопасности жизнедеятельности: проблемы и перспективы: сборник материалов XI Международной научно–практической конференции молодых ученых курсантов (студентов), слушателей магистратуры и адъюнктов (аспирантов). – Минск, 2017 – С. 95–96.

86. Цвіркун С. В. Удосконалення методу визначення вогнезахисної здатності покриттів металевих конструкцій: дис. кандидата техн. наук : 21.06.02 / Цвіркун Сергій Вікторович. – Черкаси, 2006. – 146 с.

87. Чихладзе Э. Д. Экспериментальные исследования трубобетонных колонн при различных схемах загрузки осевой нагрузкой / Э. Д. Чихладзе, А. Е. Кислов, Е. В. Синьковская // Будівельні конструкції: Міжвідомчий науково–технічний збірник наукових праць (будівництво) "Науково–технічні проблеми сучасного залізобетону", Вип. 74: В 2-х кн. : Книга 1. – К. : НДІБК, 2011. – С. 217 – 221.

88. Шналь Т.М. Характеристика моделей розвитку пожеж / Т.М. Шналь, І.П. Синенько, М.І. Стасюк // Вісник Нац. університету "Львівська політехніка". – 2011. – № 697. – С. 252-256.
89. Яковлев А.И. Расчет огнестойкости строительных конструкций. – М.: Стройиздат, 1988. – 144 с.
90. Alostaz Y., Schneider S. Connections to concrete-filled steel tubes. University of Illinois.
91. ANSYS, ANSYS 9.0 Manual Set, ANSYS Inc., Southpoint, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA 15317, USA.
92. Cai, S. H. Modern Street Tube Confined Concrete Structures / S. H. Cai. – China : Communication Press, 2003. – 358 p
93. Chen Ju. Experimental investigation of thin walled complex section concretefilled steel stub columns / Chen Ju, Jin Weiliang // Thin Walled Structures. 2010. № 48. P. 718–724.
94. Duvanova, I. Composite columns in a construction of tall buildings and structures/ I. Duvanova, I. Salmanov // Construction of Unique Buildings and Structures. – 2014. – № 6(21). – P. 89-103.
95. Eurocode 1: Actions and Structures, Part 1–2: General Actions–Actions on Structures Exposed to Fire EN 1991–1–2 (2002).
96. Eurocode 2: Design of composite steel and concrete structures Part 1–2: General rules – EN 1994–1–2:2009, Brussels, 2009.
97. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1–2: General rules – Structural fire design.
98. Eurocode 4. Common Unified Rules for Composite Steel and Concrete Structures European Committee for Standardization. (CEN) ENV. 1994–1–2: 1992. – 180 p.
99. Fischer R. Uber Verhalten von Entmortel und beton beihoheren temperaturen. Berlin, 1970, Deutscher Ausschuss fur Stahlbeton. – P. 214.

100. Garanzha, I. About Approaches to the Calculation of Composite Tubes in Ukraine and Abroad / I. Garanzha // *Metal Structures*. 2014. Vol. 20, № 1. P. 45–53.
101. Gardner, N. J. Structural behavior of concrete filled steel tubes / N. J. Gardner, E. R. Jacobson // *Journal of ACI*. 1967. Vol. 64. Issue 7. P. 404–413.
102. Han, LinHai. Experimental behavior of thin walled steel tube confined concrete column to RC beam joints under cyclic loading/ LinHai Han, Hui Qu, Zhong Tao, ZaiFeng Wang // *Thin Walled Structures*. 2009. Volume 47, Issues 8–9. P. 847–857
103. Hajjar, J. F. Representation of concrete filled steel tube cross section strength/ J. F. Hajjar, B. C. Gourelly // *Engineering Structures*. 1996. № 122(11). P. 1327–1336.
104. Jacobs, F. Design of selfcompacting concrete for durable concrete structures/ F. Jacobs, F. Hunkeler // *First International RILEM Symposium on Self Compacting Concrete, Stockholm, Sweden* / Editors: A. Skarendahl, O. Petersson. – [S. l.] : RILEM Publications SARL, 1999. – P. 397–407.
105. Johansson, M. Mechanical behavior of circular steel concrete composite stub columns / M. Johansson, K. Gylltoft // *Engineering Structures*. 2002. № 128(8). P. 1073–1081.
106. Kowalski R., Górski B. Badanie zmian strukturalnych betonu narażonego na działanie wysokich temperatur. Materiały V Międzynarodowej Konferencji “Bezpieczeństwo pożarowe budowli. – 2005. – C. 315–322.
107. Mander, J. B. Observed stress-strain behavior of confined concrete / J. B. Mander, J. N. Priestley, R. Park // *Engineering Structures*. 1988. 114. P. 1827–1849.
108. Mander, J. B. Theoretical stress-strain model for confined concrete / J. B. Mander, J. N. Priestley, R. Park // *Engineering Structures*. 1989. 116. P. 1804–1825.

109. Min Yu, Xiaoxiong Zha, Jianqiao Ye, Yuting Li / A unified formulation for circle and polygon concrete filled steel tube columns under axial compression // Engineering Structures. 2013. 49. P. 1–10.
110. Morino S., Tsuba K. Design and Construction of Concrete– Filled Steel Tube Column System in Japan // Earthquake and Engineering Seismology. 2005. No 1. Vol. 4. P. 51–73.
111. National Fire Protection Association (NFPA). URL: <http://undicz.dsns.gov.ua/> (дата звернення 04.04.2016).
112. Nishiyama I., Morino S., Sakino K., Nakahara H. 2002: Summary of Research on Concrete Filled Structural Steel Tube Column System Carried Out Under The US JAPAN Cooperative Research Program on Composite and Hybrid Structures. Japan. 176 p.
113. Shaohuay, Ts. A new application experience of concretefilled tubes in China / Ts. Shaohuay // Concrete & Reinforcement Concrete. 2001. № 3. P. 20–24.
114. Sheikh S. A. Analitical model model for concrete confinement in tied columns / S. A. Sheikh, S. M. Urumeri // Journal of the Structural Division. 1982. Vol. 108. Issue 12. P. 2707–2722.
115. Steel tube short columns // Journal of Structural Engeneering. – 2004. – Vol. 130(2).
116. Schneider, S. P. Experimental behavior of connections to concretefilled steel tubes / S. P. Schneider, Y. M. Alostaz // Journal of Constructional Steel Research. 1998. № 45(3). P. 321–352
117. Sundstrom B. Test Methods and Their use for Fire Safety Engineering. – Materiały V Międzynarodowy Konferencji “Bezpieczeństwo pożarowe budowli. – 2005. – C. 141–150.

ДОДАТКИ

ДОДАТОК А

**Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про
апробацію результатів дисертації**

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Опубліковані основні наукові результати дисертації:

1. Семерак, М. М. Напружено–деформований стан трубобетонних елементів за умов нагрівання [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – Львів, 2016. – №29. – С. 136–141.
2. Семерак, М. М. Вплив фізико-механічних характеристик металу і бетону на термонапружений стан трубобетонних колон за умов нагріву [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вісник ЛДУБЖД. – Львів, 2017. – № 15. – С. 165-172.
3. Семерак, М. М. Математична модель процесу нагрівання трубобетонних колон за умов пожежі [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин, [та ін.] // Пожежна безпека : зб. наук. праць. – Львів, 2017. – №30. – С. 148–158.
4. Семерак, М. М. Напружено–деформований стан трубобетонної колони в умовах термосилового впливу пожежі [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин // Пожежна безпека: зб. наук. праць. – 2017. – №31. С. 115–124.
5. Семерак, М. М. Математическое моделирование температурного поля в строительных конструкциях при пожаре с горением углеводородов [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин // Вестник Кокшетауского технического института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2016 – №4 (24). – С. 46–51.
6. Семерак, М. М. Огнестойкость трубобетонных колон защищенных огнезащитными материалами [Текст] / М. М. Семерак, О. В. Некора, Д. В. Харишин // Вестник Кокшетауского технического института комитета по чрезвычайным ситуациям МВД Республики Казахстан. – 2017 – №4 (28). – С. 42–50.

Апробація матеріалів дисертації:

1. Харишин, Д. В. Вогнестійкість бетонних конструкцій [Текст] / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Сучасний стан цивільного захисту України:

перспективи та шляхи до Європейського простору: матеріали 18 Всеукраїнської науково-практичної конференції рятувальників – К., 2016. – С. 306–308.

2. Харишин, Д. В. Напружено – деформований стан трубобетонних елементів за умов нагріву [Текст] / Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Пожежна та техногенна безпека. Теорія, практика, інновації: матеріали міжнародної науково-практичної конференції. – Львів : ЛДУ БЖД, 2016. – С. 519–521.

3. Семерак, М. М. Температурні напруження в двошарових трубобетонних колонах [Текст] / М. М. Семерак, Д. В. Харишин, В. М. Байтала // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали VIII Міжнародної науково-практичної конференції. – Черкаси, 2017. – С. 240–241.

4. Харишин, Д. В. Поведінка трубобетонних колон за умов пожежі [Текст] / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Проблеми та перспективи розвитку системи безпеки життєдіяльності: матеріали 12 Міжнародної науково-практичної конференції молодих вчених, курсантів та студентів. – Львів: ЛДУ БЖД, 2017. – С. 82–83.

5. Харишин, Д. В. Температурные напряжения в трубобетонных конструкциях в условиях пожара [Текст] / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Обеспечение безопасности жизнедеятельности: проблемы и перспективы: сборник материалов XI Международной научно-практической конференции молодых ученых курсантов (студентов), слушателей магистратуры и адъюнктов (аспирантов). – Минск, 2017 – С. 95–96.

6. Семерак, М. М. Трубобетонні колони з вогнезахисним покриттям та їх поведінка в умовах пожежі [Текст] / Д. В. Харишин, М. М. Семерак // Теорія і практика гасіння пожеж та ліквідації надзвичайних ситуацій: матеріали IX Міжнародної науково-практичної конференції. – Черкаси, 2018. – С. 204–206.

ДОДАТОК Б

Акти впровадження результатів дисертаційної роботи



ЛЬВІВСЬКА ФІЛІЯ ТЗОВ «Укртехнобез»

79058, Львівська обл., Галицький р-н, м. Львів,
вул. Газова, 36/3, тел./факс 032-236-72-27, моб. тел. 097-798-06-35
E-mail: ukrtechnobez.lviv@ukr.net, <https://www.ukrtechnobez.lviv.ua>
р/р № 26000053715433 ПАТ «Приват Банк» м. Львів,
МФО 325321, код ЄДРПОУ 40897325, ПІН 392996910134

від «11» вересня 2018 р.

Голові спеціалізованої
вченої ради К35.847.01
Львівського державного
університету безпеки
життєдіяльності
д.т.н., професору
Ковалишину В.В.
вул. Клепарівська, 35
Львів, 79007

АКТ

про впровадження результатів дисертаційної роботи

Харишина Дем'яна Васильовича

«Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик бетону і металу на вогнестійкість трубобетонних конструкцій»
представлену на здобуття наукового ступеня кандидата
технічних наук за спеціальністю 21.06.02 – пожежна безпека

Засвідчую нижче підписом, цей акт про те, що результати дисертаційного дослідження Харишина Д.В. «Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик бетону і металу на вогнестійкість трубобетонних конструкцій» були використані у виробничій діяльності Львівської філії ТЗОВ «Укртехнобез» під час проектування об'єкту: «Будівництво торгово-виставково-виробничого центру на території Солонківської сільської ради, Пустомитівського району, Львівської області, автодорога Київ-Чоп, 55 км + 200 м».

З повагою, к.т.н., доцент,

директор Львівської філії ТЗОВ «Укртехнобез»



В.В. Артеменко

ЗАТВЕРДЖУЮ
 Проф. ректора Львівського
 державного університету безпеки
 життєвості
 кандидат педагогічних наук, професор
 М. С. Коваль
 4 вересня 2018 р.



АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ результатів дисертаційної роботи

Комісія у складі заступника начальника навчально-наукового інституту пожежної та техногенної безпеки к.т.н., доцента Пархоменка Р. В., начальника кафедри наглядово-профілактичної діяльності к.т.н., доцент Башинського О. І., викладача кафедри наглядово-профілактичної діяльності к.т.н. Пазена О. Ю. встановила, що результати дисертаційної роботи Харишина Дем'яна Васильовича на тему "Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик бетону і металу на вогнестійкість трубобетонних конструкцій" за спеціальністю 21.06.02 – пожежна безпека (на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук) використовуються в навчальному процесі при викладанні на кафедрі наглядово-профілактичної діяльності навчальних дисциплін "Будівельні матеріали та конструкції і їх поведінка в умовах пожежі", а також "Несуча здатність конструкцій в умовах пожежі" за спеціальністю "Пожежна безпека". В лекційних курсах навчальних дисциплін використані теоретичні положення та методичні підходи дисертаційної роботи щодо удосконалення розрахункової оцінки класу вогнестійкості трубобетонних колон круглого перерізу із вогнезахистом та без нього за умов впливу стандартного температурного режиму.

Акт складений для подання до спеціалізованої Вченої ради у зв'язку із захистом дисертації на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Заступник начальника навчально-наукового
інституту пожежної та техногенної безпеки,
к.т.н., доцент



Р. В. Пархоменко

Начальник кафедри наглядово-профілактичної
діяльності, к.т.н., доцент



О. І. Башинський

викладач кафедри наглядово-профілактичної
діяльності, к.т.н.



О. Ю. Пазен



ДЕРЖАВНЕ ПІДПРИЄМСТВО «НАЦІОНАЛЬНА
АТОМНА ЕНЕРГОГЕНЕРУЮЧА КОМПАНІЯ
«ЕНЕРГОАТОМ»
ВІДОКРЕМЛЕНИЙ ПІДРОЗДІЛ
«ЗАПОРІЗЬКА АТОМНА ЕЛЕКТРИЧНА СТАНЦІЯ»

вул. Промислова, 133,
м. Енергодар Запорізької обл., Україна, 71504
Тел.: (06139) 5-38-78, факс: 5-55-33
E-mail: zaes@npp.zp.ua



№ 183/22064 від 20.10. 2017 р.
на № _____ від _____ 201 р.

П/р 26003302138753
в ЗОУ АТ «Ощадбанк»
МФО 313957, код ЄДРПОУ 19355964

Голові спеціалізованої
вченої ради К 35.847.01
Львівського державного
університету
безпеки життєдіяльності
д.т.н., професору
Семераку М.М.
вул. Клепарівська, 35
Львів, 79007

Про надання довідки

ДОВІДКА

про впровадження результатів дисертаційного дослідження
Харишина Дем'яна Васильовича

«Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик
бетону і металу на вогнестійкість трубобетонних конструкцій»
представлену на здобуття наукового ступеня кандидата
технічних наук за спеціальністю 21.06.02 – пожежна безпека

Теоретичні результати дисертаційного дослідження Харишина Дем'яна Васильовича
«Вплив конструктивних особливостей та теплофізичних характеристик бетону і металу
на вогнестійкість трубобетонних конструкцій» використані під час проведення
науково-дослідної роботи за метою «Аналіз пожежної небезпеки машинного залу за
умови викиду водню з корпусу турбоагрегату енергоблоку №2 ВП ЗАЕС» пов'язаної зі
здійсненням комплексних заходів по продовженню терміну експлуатації другого
енергоблоку Запорізької АЕС (номер державної реєстрації №0116U003475)

Головний інженер (перший заступник
генерального директора)

Вик. ГФ АЕС (з ТУ) Михальченков О.М.
тел. (06139) 5 62 80

Д.П. Сабадін

0042510