

ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНЕ ДЕФОРМУВАННЯ ЕЛЕМЕНТІВ БУДІВЕЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ ПІД ЧАС ПОЖЕЖІ

Розглянуто методику моделювання термомеханічних процесів в елементах конструкцій під час пожежі на основі рівняння теплопровідності та принципу віртуальних переміщень з використанням методу скінченних елементів. Досліджено термомеханічну поведінку П-подібної конструкції за цих умов. Визначено її вогнетривкість. Порівняно результати, отримані за різними модельними уявленнями.

Однією з найважливіших характеристик будівельних конструкцій є їх вогнетривкість або здатність протистояти впливу високих температур під час пожежі, не втрачаючи несучої здатності. Сучасні програми вивчення вогнетривкості конструкцій ґрунтуються здебільшого на результатах окремих експериментів під час реальних повномасштабних пожеж, або великої кількості тестів і випробувань у спеціальних печах, де температуру витримують згідно з введеними типовими стандартами [6, 10, 12, 18, 20, 25–28]. Однак можливості дослідження поведінки конструкцій під час повномасштабних пожеж є доволі обмежені і надзвичайно витратні. Через величезні затрати під час повномасштабних експериментів і частковий характер результатів стандартних випробувань окремих конструкційних елементів виникає практична потреба в розробці математичних моделей кількісного опису та оцінки вогнетривкості конструкцій та їх елементів за різних сценаріїв розгортання пожежі. Упродовж останніх років увагу зосереджували на побудові математичних моделей прогнозування вогнетривкості елементів конструкцій, зокрема, бетонних і залізобетонних. Деякі автори вважають, що точна модель для бетону за підвищених температур повинна враховувати зв'язаність процесів теплопровідності, протікання потоків в'язкої рідини, дифузії пари, капілярних ефектів, а також виділення прихованого тепла зміни фаз води. Відповідно запропоновано низку складних гідротермомеханічних моделей (див., напр., [13, 23] та ін.), в яких переміщення, температуру, тиск газу, капілярний тиск розглядають зв'язаними. Через складність такі моделі числових досліджень вогнетривкості елементів конкретних будівельних конструкцій за умов пожежі, як правило, не використовують. В основі простіших моделей, які дають можливість здійснювати обчислювальні експерименти і отримувати доволі адекватні результати, покладено незв'язані рівняння теплопровідності та співвідношення нелінійної термомеханіки. Під час розробки таких моделей дискутують про необхідність і способи врахування тих чи інших чинників впливу (див. напр., [8, 9, 11, 14–17, 19, 21, 22, 24]).

Мета цього дослідження – розробити методику математичного і числового моделювання процесів теплопровідності та деформування конструкцій та їхніх елементів за різних сценаріїв розгортання пожежі.

Формулювання задачі та методика її розв'язування. Розглянемо тверде деформівне тіло, яке займає область V з неперервною за Ліпшицем поверхнею S . Тіло перебуває під впливом об'ємних f_i^B та поверхневих f_i^S сил, заданих відповідно в області V та на частині S_f поверхні S , переміщень u_i^S , заданих на частині S_u поверхні S ($S_f \cup S_u = S$, $S_f \cap S_u = \emptyset$), а також під дією теплових чинників, зумовлених пожежею. Необхідно визначити напружений стан тіла, зумовлений цими впливами.

На першому етапі формулюємо нелінійну нестационарну задачу теплопровідності для тіла. При цьому зміну температури зовнішнього середови-

ща (температуру «псевдовогню») задаємо відповідно до часової температурної кривої, яка практично визначає сценарій пожежі [15, 18].

Температурне поле $T(r, t)$ у тілі описує рівняння

$$\operatorname{ср} \frac{\partial T}{\partial t} = \overset{\mathbf{r}}{\nabla} \cdot (\lambda \overset{\mathbf{r}}{\nabla} T) \quad r \in V, \quad t \in [0, \tau_*] \quad (1)$$

за початкової

$$T(r, 0) = T_0(r) \quad (2)$$

та крайової

$$-\lambda \overset{\mathbf{r}}{\nabla} T n = \beta(T - T_S) \quad r \in S \quad (3)$$

умов, де r – радіус-вектор точки; $c = c(r, T)$ – питома теплоємність; $\rho = \rho(r, T)$ – густина; $\lambda = \lambda(r, T)$ – коефіцієнт теплопровідності; $\overset{\mathbf{r}}{\nabla}$ – оператор Гамільтона; $(\overset{\mathbf{r}}{\nabla} \cdot)$ означає операцію дивергенції; n – вектор зовнішньої одиничної нормалі до поверхні S тіла V ; $\beta = \beta(r, T)$ – коефіцієнт тепловіддачі; T_S – температура зовнішнього середовища.

Під час пожежі тіло перебуває в умовах високих температур, тому природно припустити, що теплообмін випромінюванням істотно впливатиме на розподіли температури в тілі. Задаючи коефіцієнт теплообміну у вигляді

$$\beta'(T, T_S) = \beta(T) + \nu \chi \varepsilon (T^3 + T^2 T_S + T T_S^2 + T_S^3), \quad (4)$$

можна врахувати передачу тепла між полум'ям і поверхнею тіла через випромінювання в межах крайової умови (3), де ν – показник виду випромінювання; χ – стала Больцмана; T та T_S – абсолютні температури відповідно поверхні тіла й зовнішнього середовища (температура „псевдовогню”); $\varepsilon = (1/\varepsilon_f + 1/\varepsilon_S - 1)^{-1}$ (ε_f – випромінювальна здатність полум'я; ε_S – поглинальна здатність поверхні тіла) [9].

Визначені нестационарні температурні поля є вхідними для задачі другого етапу – визначення напружено-деформованого стану тіла. Оскільки під час інтенсивного термосилового навантаження деформування може бути нелінійним, згідно з методикою розв'язування нелінійних задач [7] розглянемо рух тіла у фіксованій декартовій системі координат покровою. Наближений розв'язок базових рівнянь рівноваги побудуємо для дискретних моментів часу $t_{k+1} = t_k + \Delta t_k$, $k = 0, 1, \dots$.

Розглянемо довільний черговий крок навантаження $[t, t + \Delta t]$. Згідно з принципом віртуальних переміщень, тіло перебуває в стані рівноваги в момент часу $t + \Delta t$, якщо [7]

$$\int_{0V} {}^{t+\Delta t} \sigma_{ij} \delta {}^{t+\Delta t} \varepsilon_{ij} d^0 V = {}^{t+\Delta t} R, \quad (5)$$

де ${}^{t+\Delta t} \sigma_{ij}$, ${}^{t+\Delta t} \varepsilon_{ij}$ – компоненти тензорів напружень Піола–Кірхгофа другого роду і деформацій Гріна–Лагранжа, що відповідають накладеним на конфігурацію тіла в момент часу $t = t + \Delta t$ віртуальним переміщенням δu_i , які є функціями декартових координат ${}^{t+\Delta t} x_j$ матеріальної точки в момент часу $t = t + \Delta t$ (${}^{t+\Delta t} x_j = {}^0 x_j + {}^{t+\Delta t} u_j$);

$${}^{t+\Delta t} R = \int_{{}^{t+\Delta t} V} {}^{t+\Delta t} f_i^B \delta u_i d{}^{t+\Delta t} V + \int_{{}^{t+\Delta t} S_f} {}^{t+\Delta t} f_i^S \delta u_i d{}^{t+\Delta t} S; \quad (6)$$

${}^0 V$, ${}^{t+\Delta t} V$ – об'єм тіла відповідно в моменти часу $t = 0$ і $t = t + \Delta t$. При цьому деформації визначають через переміщення за допомогою співвідношення

$${}^t_0\epsilon_{ij} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial_0^t u_i}{\partial^0 x_j} + \frac{\partial_0^t u_j}{\partial^0 x_i} + \frac{\partial_0^t u_k}{\partial^0 x_i} \frac{\partial_0^t u_k}{\partial^0 x_j} \right). \quad (7)$$

Усі базові величини у співвідношенні (5) віднесено до однієї і тієї ж (початкової) конфігурації тіла 0V . Це дає змогу подати шукані переміщення, деформації та напруження в момент часу $t = t + \Delta t$ через відомі їх значення ${}^t_0 u_i$, ${}^t_0 \epsilon_{ij}$, ${}^t_0 \sigma_{ij}$ на початку розглядуваного кроку навантаження і відповідні прирости ${}^0_0 u_i$, ${}^0_0 \epsilon_{ij}$, ${}^0_0 \sigma_{ij}$ на цьому кроці, тобто

$${}^{t+\Delta t}_0 \sigma_{ij} = {}^t_0 \sigma_{ij} + {}^0_0 \sigma_{ij}; \quad {}^{t+\Delta t}_0 \epsilon_{ij} = {}^t_0 \epsilon_{ij} + {}^0_0 \epsilon_{ij}; \quad {}^{t+\Delta t} u_i = {}^t u_i + {}^0_0 u_i. \quad (8)$$

З урахуванням тривіального співвідношення ${}^0_0 \epsilon_{ij} = {}^{t+\Delta t}_0 \epsilon_{ij} - {}^t_0 \epsilon_{ij}$ та подання ${}^{t+\Delta t}_0 \epsilon_{ij}$ і ${}^t_0 \epsilon_{ij}$ через переміщення отримуємо розклад для компонент

$${}^0_0 \epsilon_{ij} = {}^0_0 e_{ij} + {}^0_0 \eta_{ij}, \quad (9)$$

де лінійний $({}^0_0 e_{ij})$ та нелінійний $({}^0_0 \eta_{ij})$ доданки мають вигляд

$${}^0_0 e_{ij} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\partial_0 u_i}{\partial^0 x_j} + \frac{\partial_0 u_j}{\partial^0 x_i} + \frac{\partial_0^t u_k}{\partial^0 x_i} \frac{\partial_0 u_k}{\partial^0 x_j} + \frac{\partial_0^t u_k}{\partial^0 x_j} \frac{\partial_0 u_k}{\partial^0 x_i} \right),$$

$${}^0_0 \eta_{ij} = \frac{1}{2} \cdot \frac{\partial_0 u_k}{\partial^0 x_i} \frac{\partial_0 u_k}{\partial^0 x_j}. \quad (10)$$

Оскільки варіацію визначаємо відносно конфігурації, що відповідає моменту часу $t = t + \Delta t$, то $\delta {}^t_0 \epsilon_{ij} = 0$ і $\delta {}^{t+\Delta t}_0 \epsilon_{ij} = \delta {}^0_0 \epsilon_{ij}$. Вихідне рівняння (1) з урахуванням співвідношень (8), (9) набуває вигляду

$$\int_{{}^0V} {}^0_0 \sigma_{ij} \delta {}^0_0 \epsilon_{ij} d^0 V + \int_{{}^0V} {}^t_0 \sigma_{ij} \delta {}^0_0 \eta_{ij} d^0 V = {}^{t+\Delta t} R - \int_{{}^0V} {}^t_0 \sigma_{ij} \delta {}^0_0 e_{ij} d^0 V. \quad (11)$$

Лінеаризуємо рівняння (11). Врахуємо апроксимації для варіації деформацій ($\delta {}^0_0 \epsilon_{ij} = \delta {}^0_0 e_{ij}$) і для співвідношень між напруженнями та деформаціями:

$${}^0_0 \sigma_{ij} = {}^0_0 C_{ijrs} ({}^0_0 e_{rs} - {}^0_0 e_{rs}^T), \quad (12)$$

де ${}^0_0 C_{ijrs} = \partial_0^t \sigma_{ij} / \partial {}^0_0 e_{rs}$ (процес побудови матриці ${}^0_0 C_{ijrs}$ за неізотермічної термопружнопластичності детально описано у монографії [2]); ${}^0_0 e_{rs}^T$ – прирости температурних деформацій за крок навантаження. Тоді

$$\int_{{}^0V} {}^0_0 C_{ijrs} {}^0_0 e_{rs} \delta {}^0_0 e_{ij} d^0 V + \int_{{}^0V} {}^t_0 \sigma_{ij} \delta {}^0_0 \eta_{ij} d^0 V =$$

$$= {}^{t+\Delta t} R - \int_{{}^0V} {}^t_0 \sigma_{ij} \delta {}^0_0 e_{ij} d^0 V + \int_{{}^0V} {}^0_0 C_{ijrs} {}^0_0 e_{rs}^T \delta {}^0_0 e_{ij} d^0 V. \quad (13)$$

Внаслідок стандартної скінченно-елементної дискретизації області 0V і відповідної апроксимації шуканих приростів переміщень вузлів кожного з елементів за допомогою функцій форми [7] ключове співвідношення (13) набуває вигляду [8]

$$([K_L] + [K_{NL}])\{q\} = {}^{t+\Delta t}\{P\} - \{F\}, \quad (14)$$

де $\{q\}$ – глобальний вектор вузлових невідомих, які дають змогу визначити прирости переміщень тіла. Матрично-векторні характеристики у співвідношенні (14) отримуємо через підсумовування відповідних характеристик окремих скінченних елементів ${}^0V^e$ [8]:

$$\begin{aligned}
[K_L]^e &= \int_{0V^e} [N]^T [{}^t_0 B_L]^T [{}_0 C] [{}^t_0 B_L] [N] dv; \\
[K_{NL}]^e &= \int_{0V^e} [N]^T [{}^t_0 B_{NL}]^T [{}^t_0 S] [{}^t_0 B_{NL}] [N] dv; \\
{}^{t+\Delta t}\{P\}^e &= \int_{0S_G^e} [N]^T {}^{t+\Delta t} f^S ds + \int_{0V^e} [N]^T {}^{t+\Delta t} f^B dv; \\
\{F\}^e &= \int_{0V^e} [N]^T [{}^t_0 B_L] \{ {}^t_0 S \} - [{}_0 C] \{ {}^t_0 e^T \} dv.
\end{aligned} \tag{15}$$

Тут $[N]$ – матриця функцій форми [7], які забезпечують сумісність деформацій за переходу з одного скінченного елемента на інший; $[{}^t_0 B_L]$ і $[{}^t_0 B_{NL}]$ – матриці диференціального оператора нелінійної теорії пружності [8], $[{}_0 C]$ – матриця пружних сталей; ${}_0 e_{rs}^T$ – прирости температурних деформацій за крок навантаження; $\{ {}^t_0 S \} = ({}^t_0 \sigma_{11}, {}^t_0 \sigma_{22}, {}^t_0 \sigma_{33}, {}^t_0 \sigma_{12}, {}^t_0 \sigma_{13}, {}^t_0 \sigma_{23})^T$.

Розв'язок нелінійної системи рівнянь (14) побудуємо за допомогою методу Ньютона–Рафсона [7]. Проблеми розв'язування нестационарної нелінійної задачі теплопровідності (1)–(3) детально описано в монографії [2].

На основі запропонованої методики створено відповідне програмне забезпечення, з використанням якого розв'язано низку конкретних задач.

Числові результати. Досліджено термомеханічну поведінку П-конструкції зі сталі С30 [1–5] під час пожежі. Розміри конструкції та умови її навантаження ілюструє рис. 1. Конструкція теплоізольована із зовнішньої поверхні, а з внутрішньої – перебувала під дією «псевдовогню», зміну температури якого T_S в часі задавали співвідношенням

$$T_S = T_0 + 345 \cdot \lg(8 \cdot t + 1) \tag{16}$$

згідно з типовим міжнародним стандартом ISO 834 [18].

Напружено-деформований стан конструкції визначали в межах різних модельних припущень. Спочатку виконано дослідження в межах пружної задачі про плоский напружений стан та на основі моделі балки Ейлера–Бернуллі, використовуючи при цьому аналогічні поділи конструкції на скінченні елементи. Поділ конструкції на двовимірні ізопараметричні біквадратичні скінченні елементи [2] подано на рис. 1.

Обчислювальний експеримент засвідчив добре узгодження результатів, отриманих за цими двома моделями [8]. При цьому вздовж поперечини використано лише 13 скінченних елементів.

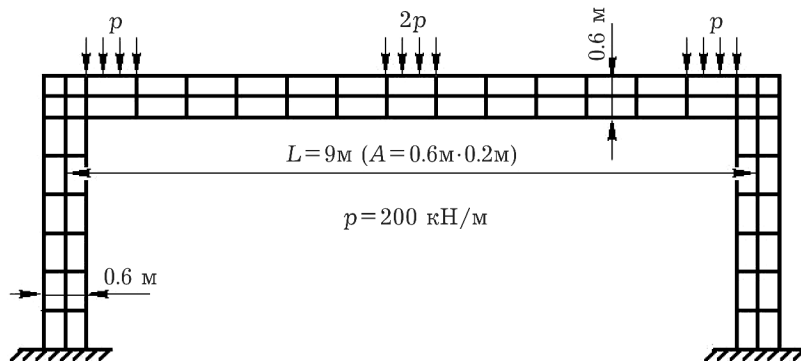


Рис. 1.

Варто зазначити, що під час пожежі в елементах конструкцій, як правило, виникають пластичні деформації (межа пластичності істотно зменшу-

ється при високих температурах). Тому важливо досліджувати напружено-деформований стан конструкції не лише на етапі виникнення і розгортання пожежі, але і на стадії швидкого охолодження конструкції під час гасіння, коли практично формуються залишкові напруження. До того ж дослідники часто використовують припущення про однорідні за товщиною зміни температури в елементах конструкцій (оскільки вони доволі тонкі), або ж моделюють деформування в наближенні пружного чи ідеально пружно-пластичного матеріалу.

Обчислювальний експеримент виконали для всіх цих випадків. Температуру T_S на етапі розгортання пожежі задавали згідно зі співвідношенням (17), а під час охолодження

$$T_S = \begin{cases} T_h - 10.41(t - t_h) & (t_h \leq 30) \\ T_h - 4.167(3 - t_h / 60)(t - t_h) & (30 < t_h < 120) \\ T_h - 4.167(t - t_h) & (t_h \geq 120), \end{cases}$$

де t_h – час початку гасіння пожежі; T_h – температура середовища в момент часу t_h .

На рис. 2 зображено зміни температури «псевдовогню» (крива 1) та внутрішньої (крива 2) і зовнішньої (крива 3) поверхонь перекладини в її центральній частині за припущення, що гасіння пожежі почалось на 34 хв.

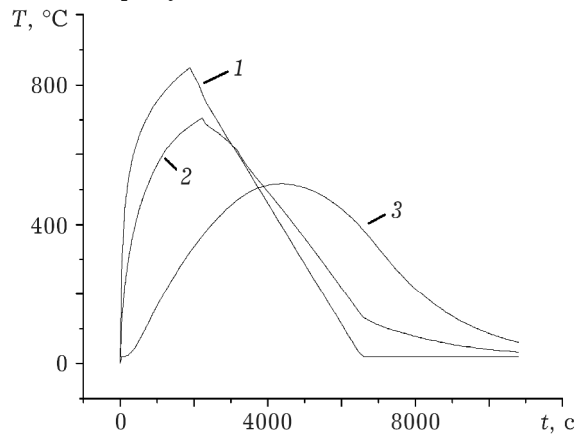


Рис. 2.

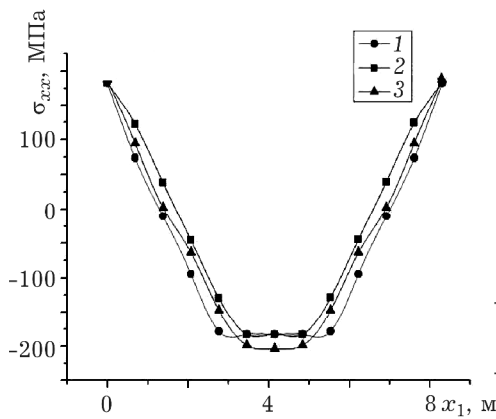


Рис. 3.

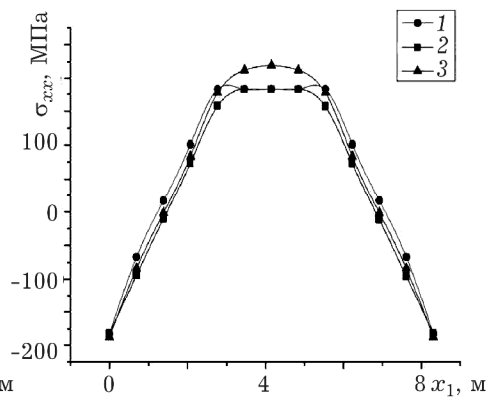


Рис. 4.

На рис. 3 та 4 наведено напруження на нижній (внутрішній) і верхній (зовнішній) поверхнях перекладини відповідно в момент часу 27 хв для трьох модельних уявлень: в межах моделі ідеально пружно-пластичного

матеріалу з урахуванням отриманих із задачі (1)–(3) розподілів температури по перерізу балки (крива 1) та за однорідного по перерізу розподілу температури, що змінювалась в часі згідно зі співвідношенням (19) (крива 2), а також з урахуванням ізотропного зміцнення (криву деформування наближали кусково-лінійним сплайном) і розподілу температури по перерізу балки (крива 3).

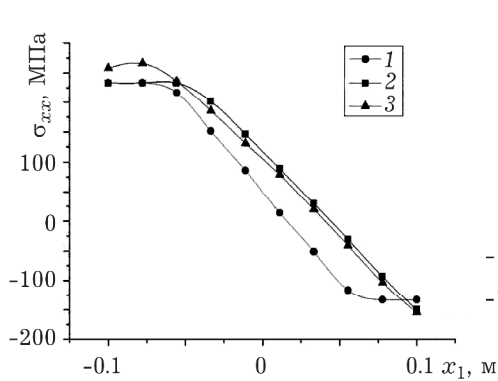


Рис. 5.

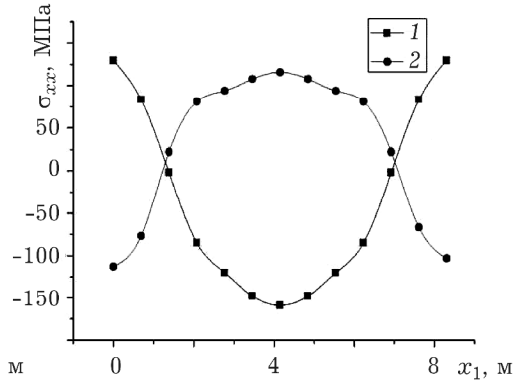


Рис. 6.

На рис. 5 подано розподіли напружень за товщиною перекладини в її серединному перерізі на 27 хв пожежі в межах цих же моделей.

Обчислювальний експеримент засвідчив, що конструкція вичерпує свою несучу здатність на 35 хв. На рис. 6 наведено напруження на нижній (крива 1) і верхній (крива 2) поверхнях перекладини в цей момент часу. Напруження в серединній частині балки на нижній поверхні перевищують границю міцності сталі (119 МПа при 745°C [http://metallcheckiy-portal.ru/marki_metallov/stk/30])

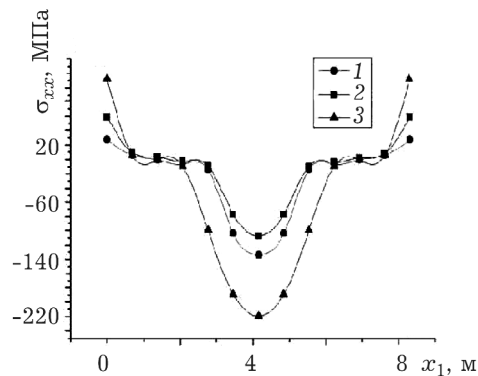


Рис. 7.

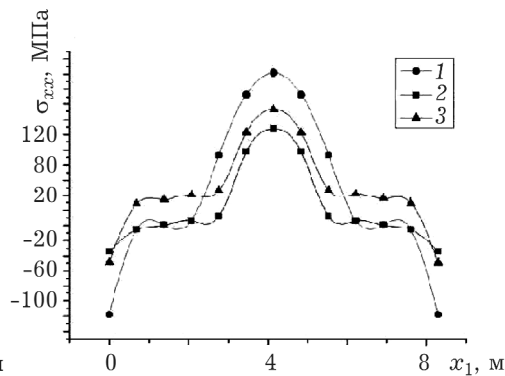


Рис. 8.

На рис. 7 та 8 подано залишкові напруження на нижній і верхній поверхнях перекладини. Крива 1 описує результати, отримані в межах моделі термочутливого ідеально пружно-пластичного тіла [2] за однорідної за перерізом температури, що змінюється в часі на стадії розгортання пожежі згідно зі співвідношенням (19), з подальшим охолодженням конструкції (під час гасіння пожежі) за один крок. Крива 2 відтворює розв'язок задачі в межах тієї ж моделі, але з урахуванням розподілів температури по перерізу П-конструкції на етапах розгортання пожежі та її гасіння, отриманих із задачі теплопровідності (1)–(3); крива 3 – розв'язок задачі з урахуванням зони зміцнення на залежній від температури «кривій деформування» сталі до границі її міцності (розподіл температури по перерізу конструкції також враховано).

Як бачимо, розв'язки суттєво відрізняються. Тому, щоб отримати точніші оцінки вогнетривкості конструкцій, необхідно враховувати термочутливість матеріалу та пружно-пластичне деформування з детальним розглядом зони зміцнення.

Висновки. Запропоновано методику моделювання термомеханічних процесів в елементах конструкцій за умов пожежі на основі рівняння теплопровідності та принципу віртуальних переміщень з використанням методу скінченних елементів. Досліджено термомеханічну поведінку П-конструкції під час пожежі. Для отримання точніших оцінок вогнетривкості конструкції необхідно враховувати термочутливість матеріалу та пружно-пластичне деформування з детальним врахуванням стадії зміцнення. За умови можливості подальшої експлуатації конструкції важливо дослідити її термомеханічний стан на стадії гасіння пожежі.

1. Лариков Л. Н., Юрченко Ю. Ф. Тепловые свойства металлов и сплавов. – К.: Наук. думка, 1985. – 440 с.
2. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – К.: Наук. думка, 1976. – 320 с.
3. Моделювання та оптимізація в термомеханіці електропровідних неоднорідних тіл / Під заг. ред. Я. Й. Бурака, Р. М. Кушніра. Т.4 : Термомеханіка намагнетичуваних електропровідних термочутливих тіл / О. Р. Гачкевич, Б. Д. Дробенко. – Львів : СПОЛОМ, 2010. – 256 с.
4. Сосуды и трубопроводы высокого давления; Справ. / Е. Р. Хисматулин, В. И. Лившиц и др. – М.: Машиностроение, 1990. – 384 с
5. Таблицы физических величин; Справ. / Под ред. акад. И. К. Кикоина. – М.: Атомиздат, 1976. – 1008 с.
6. ASTM Designation: E119. Standard methods of fire test of building construction and materials. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials; 1983.
7. Bathe K. J. Finite Element Procedures Analysis. – Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1995. – 1038 p.
8. Buryk O. O., Drobenko B. D. Stress-strain state of the elements of building structures in the case of fire // J. of Mathematical Sci. – 2016. – 217, № 3. – P. 330–344.
9. Chung K., Park S., Choi S. Material effect for predicting the fire resistance of concrete-filled square steel tube column under constant axial load // J. of Constructional Steel Research. – 2008. – 64, № 12. – P. 1505–1515
10. Dharma R. B., Tan K.-H. Rotational capacity of steel I-beams under fire condition // Eng. Struct. – 2007. – 29. – P. 2391–2402.
11. Di Capua D., Mari A. R. Nonlinear analysis of reinforced concrete cross-sections exposed to fire // Fire Safety J. – 2007. – 42. – P. 139–149.
12. Ding J., Wang Y. C. Experimental study of structural fire behaviour of steel beam to concrete filled tubular column assemblies with different types of joints // Eng. Struct. – 2007. – 29. – P. 3485–3502.
13. Gawin D, Majorana C, Pesavanto F, Schrefler B. A fully coupling multiphase model of hicro-thermo-mechanical behavior of concrete at high temperature. In: Computational mechanics, new trends and applications. – Barcelona: CIMNE, 1998. –P. 1–19.
14. Haksever A., Anderberg Y. Comparison between measured and computed structural response of some reinforced concrete columns in fire // Fire Safety J. – 1981. – 4. –P. 293–297.
15. Huang Z., Platten A. Non-linear finite element analysis of planar reinforced concrete members subjected to fires // ACI Struct. J. – 1997. – 94, № 3. – P. 272–282.
16. Huang Z., Platten A., Roberts J. Non-linear finite element model to predict temperature histories within reinforced concrete in fires // Build Environ. – 1996. – 31, № 2. –P. 109–118.

17. *Huang Z.-F., Tan K.-H.* Fire resistance of compartments within a high-rise steel frame: New sub-frame and isolated member models // *J. of Constructional Steel Research.* – 2006. – 62. – P. 974–986.
18. *International Organization for Standardization.* Fire resistance test on elements of building construction. ISO/834, 1975.
19. *Kodur V.K.R., Dwaikat M.* A numerical model for predicting the fire resistance of reinforced concrete beams// *Cement & Concrete Composites.* – 2008. – 30.– P. 431–443.
20. *Li G.-Q., Guo S.-X., Zhou H.-S.* Modeling of membrane action in floor slabs subjected to fire // *Eng. Struct.* – 2007. – 29. – P. 880–887.
21. *Lie T. T., Irwin R. J.* Method to calculate the fire resistance of reinforced concrete columns with rectangular cross section // *ACI Struct. J.* – 1993. – 90, № 1. –P. 52–60.
22. *Luccioni B. M., Figueroa M. I., Danesi R. F.* Termo-mechanic model for concrete exposed to elevated temperatures // *Eng. Struct.* – 2003. – 25, – P. 729–742.
23. *Mounajed G, Obeid W.* A new coupling F.E. model for the simulation of thermal hydro-mechanical behavior of concrete at high temperatures // *Mater. Struct.* – 2004. – 37. – P. 422–432.
24. *Terro M. J.* Numerical modeling of the behavior of concrete structures in fire // *ACI Struct. J.* – 1998. – 95, № 3/4. – P. 183–193.
25. *Wald F., Simoes da Silva L., Moore D. B., Lennon T., Chladna M., Santiago A., Benes M., Borges L.* Experimental behaviour of a steel structure under natural fire // *Fire Safety J.* – 2006. – 41. – P. 509–522.
26. *Wang Y. C., Wong P.M.H., Kodur V.* An experimental study of the mechanical properties of fibre reinforced polymer and steel reinforcing bars at elevated temperatures // *Comp. Struct.* – 2007. – 80. – P. 131–140.
27. *Wanga W.-Y., Lia G.-Q., Dong Y.-L.* Experimental study and spring-component modelling of extended end-plate joints in fire // *J. of Constructional Steel Research.* – 2007. – 63. – P. 1127–1137.
28. *Wu C.-W., Lin T.-H.* Full-scale evaluations on heat resistance of glass panes incorporated with water film or sprinkler in a room fire // *Building and Environment.* – 2007. – 42. – P. 3277–3284.

УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ ЭЛЕМЕНТОВ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ПОЖАРЕ

Рассмотрена методика моделирования термомеханических процессов в элементах конструкций при пожарах на основе уравнения теплопроводности и принципа виртуальных перемещений с использованием метода конечных элементов. Исследовано термомеханическое поведение П-подобной конструкции в условиях пожара. Определена ее огнеустойчивость. Приведен сравнительный анализ результатов, полученных в рамках различных модельных допущений.

ELASTIC-PLASTIC DEFORMATION OF ELEMENTS OF BUILDING STRUCTURES UNDER FIRE

The technique for modeling thermomechanical processes in structural elements subjected to the fire is considered. The model is based on the heat conduction equation and the principle of virtual displacements using the finite element method. The thermo-mechanical behavior of a frame under the fire conditions is studied. Its fire resistance is determined. A comparative analysis of the results obtained under different model assumptions is given.