

УДК 539.434

М. Кучер, докт. техн. наук; Р. Приходько

Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ПОВЗУЧОСТІ Й ТРИВАЛОЇ МІЦНОСТІ МАТЕРІАЛІВ

Резюме. Запропоновано модель для опису одновимірних неізотермічних процесів деформування, що враховує пошкодженість при повзучості для широких діапазонів напруження і температури. Уточнено області застосування параметричних методів для прогнозування тривалої міцності матеріалів. Подано методику для конкретизації запропонованих рівнянь стану та показано їх ефективність при описуванні повзучості матеріалів.

Ключові слова: неізотермічні процеси деформування, повзучість, рівняння стану, діаграми тривалої міцності, параметричні методи, функція пошкоджуваності, конкретизація визначальних співвідношень.

N. Kucher, R. Prykhodko

MODELLING OF THE CREEP PROCESSES AND THE STRESS-RUPTURE STRENGTH OF MATERIALS

Summary. A model for describing one-dimensional nonisothermal deformation processes that considers the damage under creep for a wide range of stress and temperature is proposed. The influence of the stress state and temperature on the creep rate variation is taken into account by means of a scalar function of damage level, with all three specific portions of the creep curve being described. The Lemaitre and Plumtree model is used as an evolutionary relationship, considering that its parameters are stress- and temperature-dependent. Based on the relationships described by the stress-rupture curves, the procedure is proposed for specifying the parameters of the evolutionary equation.

The application areas of the known parametric methods for predicting the stress-rupture strength of materials are specified based on the experimental investigations. It is shown that these methods allow extrapolating the creep-rupture life to the values that exceed the available experimental data by no more than a factor of 10 with accuracy sufficient for engineering purposes.

To extend the prediction capabilities to 300 thousand hours or more on the basis of the test results of limited duration, a modified base diagram method is proposed. A linear dependence is proposed to approximate the residual function in terms of the base diagram method. In the case, where it is impossible to reduce the stress-rupture curves to a common curve, the residual function parameters are determined from the experimental data for one isotherm. In this case, its parameters are the functions of temperature. The advantages of this approach over the Larson–Miller, Orr–Sherby–Dorn, Manson–Succop, Trunin and other parameters are shown during the extrapolation of stress-rupture strength to long lifetimes.

To describe the dependence of the creep strain rate on the stress, creep strain, damage level function and temperature, the relationship of the strain-hardening theory is used with the corresponding change of the stress value for the effective stress defined by Kachanov. The procedure is proposed for specifying the constitutive equations in terms of the strain distribution in creep and the stress-rupture curves. The obtained values of the parameters calculated at the fixed stress and temperature values are approximated using the smoothing-surface approximation. The efficiency of describing the creep processes is shown in the strain calculations for alloy 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B and steels 12Cr-18Ni-Mo, 21Cr-32Ni-Ti-Al. Good agreement is shown between the predicted and experimentally obtained data for quite wide ranges of working stress and temperature.

Key words: nonisothermal deformation processes, creep, constitutive equations, parametric methods, function of damage level, constitutive equations specifying.

Вступ. Значна кількість відповідальних елементів конструкцій сучасної техніки, зокрема в теплоенергетиці, вже відпрацювали свій початково визначений (розрахунковий) ресурс. Діючі нормативні документи, що базуються на експериментальних даних тривалістю 3–7 тисяч годин, не дозволяють здійснити прогнозування міцності конструкцій на триваліші терміни експлуатації [1]. Тому розроблення методів розрахунків повзучості та тривалої міцності до 300 тисяч годин і більше є актуальним завданням для інженерної практики.

Не зважаючи на велику кількість запропонованих методів прогнозування тривалої міцності на практиці найбільшого поширення набули параметричні залежності Ларсона-Міллера, Орра-Шербі-Дорна, Менсона-Хеферда та ін. [2–4]. Параметричними називають співвідношення, які зводять опис сімейства кривих тривалої міцності до описування «єдиної кривої», що охоплює всі температури випробувань. Тоді функція, яка апроксимує результати експериментів, може бути записана у вигляді

$$\sigma = F_1(\eta) \text{ або } \tau = F_2(\eta), \quad (1)$$

де σ – діюче напруження; τ – довговічність; η – деякий параметр, що залежить від двох змінних, як правило $\eta = \eta(T, \tau)$; T – абсолютна температура. При складному напруженому стані під σ – розуміють еквівалентне напруження.

Аналіз параметричних рівнянь тривалої міцності, які базуються на гіпотезах теорії швидкостей хімічних реакцій [2, 5], формальних концепціях [3, 6] або на температурно-часових співвідношеннях, що узагальнюють фізичні та математичні постулати [7, 8], дозволяє стверджувати про можливість їх використання тільки в тих температурно-часових інтервалах, в яких виконуються закладені в їх основу гіпотези. Разом з тим [6], виходячи із експериментальних даних тривалістю 3–7 тис. год., вони дозволяють екстраполювати час до руйнування до значень, які не більше, ніж в 10 разів перевищують наявні залежності з достатньою для технічних цілей точністю.

Для точнішого опису діаграм тривалого деформування були запропоновані методи мінімуму зв'язків, всебічної оцінки Сьодаля, метод Буккера з використанням узагальнених регресійних моделей та ін. [6]. Однак надійна екстраполяція характеристик тривалої міцності на їх основі обмежується довговічністю, яка не перевищує експериментальні дані більш ніж у 20 разів.

Більш широкі можливості за тривалістю прогнозування має підхід, відомий як метод базових діаграм [9]. При цьому розрахунки тривалої міцності здійснюється на основі статистичного аналізу експериментальних і запропонованих базових діаграм з наступним оцінюванням середньої квадратичної похибки прогнозування. Перевагою такого підходу є мінімальна кількість констант, необхідних для розрахунків тривалої міцності. Отримані результати на основі методу базових діаграм краще корелюють із експериментом, ніж відомі параметричні методи. Однак є приклади, коли до більш достовірних результатів при коротко часовому прогнозуванні приводять параметричні співвідношення [9]. До недоліків методу базових діаграм можна віднести неврахування можливого розкиду експериментальних результатів по тривалій міцності та незакінченість досліджень із визначення діапазонів діючих напружень і температур, у межах яких використовуються запропоновані константи.

Модифікований метод базових діаграм [10] не має вищезазначених недоліків і дозволяє розширити діапазон прогнозування тривалих характеристик матеріалів на основі експериментальних даних довговічністю 3–7 тис. год. Він не використовує апарат математичної статистики та гіпотезу про допустиму похибку прогнозування по напруженнях, що не повинна перевищувати 10–12%.

Детальніше огляд досліджень по повзучості й тривалій міцності матеріалів наведено в [9–14].

При прогнозуванні процесів повзучості в інженерній практиці найчастіше використовують теорії старіння, зміцнення і течії [10, 13]. Кожна із них описує лише одну із трьох характерних ділянок кривої повзучості. Разом з тим, третя ділянка прискореної повзучості може досягати 30...40% від загального ресурсу до руйнування. Тому важливими є такі рівняння стану, котрі описували б усі три діапазони деформування при повзучості, що дозволило б повніше використовувати ресурс конструкції.

Метою даної роботи є уточнення можливостей екстраполяції діаграм тривалої міцності, виходячи із експериментальних даних тривалістю 3–7 тис. год. і

розроблення на їх основі математичної моделі для описування одновимірних неізотермічних процесів тривалого деформування.

Необхідно відзначити, що завдання про описання тривалих процесів деформування з урахуванням пошкодженості матеріалу при повзучості для частинного випадку рівнянь стану розглянуто в [15].

1. Екстраполяція діаграм тривалої міцності матеріалів. Як вже зазначалося [14], якщо базуватися на експериментальних даних обмеженої тривалості, ми можемо екстраполювати діаграми тривалої міцності для фіксованої температури на порядок і більше, використовуючи модифікований метод базових діаграм. При цьому процеси деформування обмежуються тим діапазоном по температурі, який охоплюють діаграми тривалої міцності. Можливості по екстраполяції діаграм за межами даного температурного діапазону ще не досліджені.

Для демонстрації ефективності запропонованого підходу скористаємося діаграмами тривалої міцності сталі 2,25Cr-1Mo [16] при трьох фіксованих значеннях температури (див. рис. 1). Екстраполяцію діаграм будемо виконувати, виходячи з координати останньої точки, якою закінчується суцільна лінія ізотерми, на базу відповідної довговічності останньої точки ізотерми. Отже, для обчислення характеристик матеріалу залучається вибірка експериментальних значень за винятком координат точок, з'єднаних пунктирною лінією при кожній температурі.

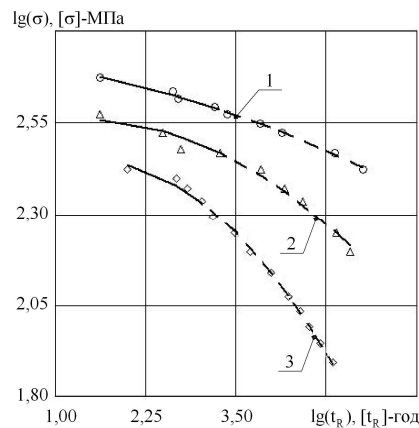


Рисунок 1. Діаграми тривалої міцності сталі 2,25Cr-1Mo [16] при різних фіксованих температурах (450°C (● - 1), 500°C (▲ - 2), 550°C (◆ - 3))

Figure 1. Stress-rupture curves of the 2,25Cr-1Mo steel [16] at different fixed temperatures (450°C (● - 1), 500°C (▲ - 2), 550°C (◆ - 3))

Будемо вважати, що параметри функції, яка характеризує нев'язку при обчисленні розрахункового напруження на основі базової діаграми, інваріантні до температури експлуатації. Це еквівалентно гіпотезі про те, що все сімейство кривих тривалої міцності, отриманих для різних фіксованих температур, зводиться до «єдиної» кривої. Зазначимо, що така ж гіпотеза лежить в основі всіх відомих параметричних методів [2 – 6].

Обмежуючись при апроксимації лінійною функцією нев'язки і виходячи із вищезгаданих експериментальних даних, можна обчислити величину прогнозованого напруження, що відповідає заданій довговічності. Результати таких обчислень наведено у табл. 1. Там же наведено результати, отримані при використанні методу базових діаграм [9] і параметричних співвідношень Ларсена-Міллера [2], Орра-Шербі-Дорна [3] і Труніна [8]. При конкретизації визначальних рівнянь використовували апарат багатofакторної лінійної регресії математичної статистики.

Під порядком прогнозування мають на увазі величину $q = \lg(\tau_{n+1} / \tau_n)$, де τ_{n+1} – довговічність, для якої прогнозується величина діючого напруження.

Аналогічна відповідність експериментальних і прогнозованих величин напружень має місце і для сталей 18Cr-12Ni-Mo, 21Cr-32Ni-Ti-Al [14]. Як бачимо із табл. 1, модифікований метод базових діаграм дозволяє краще прогнозувати поведінку діаграм тривалої міцності, ніж усі вищезазначені методи.

Аналізуючи дані з табл. 1 і результати роботи [14], зазначимо, що чим більший порядок прогнозування q , тим краще видно переваги запропонованого методу. Така ж кореляція розрахункових і експериментальних даних має місце і при використанні інших параметричних методів.

Відзначимо, що даний підхід може і не використовувати гіпотезу «єдиної» кривої, тим самим покращуючи відповідність експериментальних і розрахункових даних. Це особливо важливо для такого класу матеріалів, коли дане припущення призводить до значних похибок при апроксимації діаграм тривалої міцності на основі вищезазначеного постулату.

Таблиця 1

Прогнозовані значення напружень діаграм тривалої міцності сталі 2,25Cr-1Mo при використанні різних підходів

T, °C	Порядок прогнозування, q	Експериментальні значення, МПа	ММБД, МПа	МБД, МПа	Метод Ларсона-Міллера, МПа	Метод Орра-Шербі-Дорна, МПа	Метод Труніна, МПа
450	2,06	265	243,5	289,7	283,1	272,5	283,7
500	1,81	157	176,3	218,7	206,5	190,3	205,8
550	1,81	78	114,8	155,8	146,4	111,8	149,9

В такому випадку коефіцієнти функції нев'язки залежать від температури і визначаються із аналізу розбіжностей значень базових функцій і експериментальних кривих тривалої міцності для кожної ізотерми.

Після того, як визначені всі координати точок діаграм тривалої міцності, для їх опису можна скористатись параметричним методом Ларсона-Міллера, при цьому враховуватиметься і можливий розкид експериментальних даних.

2. Рівняння стану для опису тривалих процесів деформування. Обмежимося розглядом одномірного випадку і будемо вважати, що повна деформація ε може бути записана у вигляді

$$\varepsilon = \psi(\sigma) + \varepsilon^c + \alpha_T \cdot (T - T_0), \tag{2}$$

де $\psi(\sigma)$ – миттєва деформація, що включає в себе пружну ε^e і пластичну ε^p складові; ε^c – деформація повзучості; α_T – коефіцієнт лінійного теплового розширення; T – температура; $\alpha_T \cdot (T - T_0)$ – температурна деформація.

Відповідно до сучасної теорії пошкоджуваності матеріалів визначальні рівняння теорії зміцнення можна записати подані у вигляді

$$\frac{d\varepsilon^c}{dt} = f_1(\sigma, \varepsilon^c, \omega, T), \quad \frac{d\omega}{dt} = f_2(\sigma, \varepsilon^c, \omega, T). \tag{3}$$

Вирази (3) встановлюють залежність між миттєвими значеннями напруження σ , деформації повзучості ε^c , температури T , параметром пошкоджуваності ω і

швидкостями $d\omega/dt$, $d\varepsilon^c/dt$ (t – час). Функція f_1 конкретизується за результатами випробувань зразків на повзучість при різних постійних значеннях напруження, а f_2 – виходячи із діаграм тривалої міцності.

Такий підхід дозволяє врахувати взаємний вплив процесів деформування і руйнування на швидкість деформації повзучості. При цьому інтегрально враховується розвиток пошкоджень, пов'язаних із розпушенням матеріалу внаслідок утворення пор, мікротріщин та інших несучільностей, що мають місце при деформуванні матеріалів [17].

За еволюційне рівняння для функції пошкоджуваності приймемо залежність Леметра-Пламтрі [18]

$$\frac{d\omega}{dt} = D \frac{\sigma^k}{(1-\omega)^s}, \quad s = k + q. \quad (4)$$

Будемо вважати [15], що параметри D , k , q залежать від напруження і температури, тобто $D = D(\sigma, T)$, $k = k(\sigma, T)$, $q = q(\sigma, T)$. При $\sigma = const$ і $T = const$ рівняння (4) інтегрується в квадратурах. Тоді

$$\omega = 1 - [1 - (1 + s)D\sigma^k t]^{1/(1+s)}. \quad (5)$$

У момент руйнування при $t = t_R$ функція пошкоженості $\omega = 1$. В цьому випадку після їх підстановки в (5) і логарифмування отримаємо

$$\lg(t_R) = -k \cdot \lg(\sigma) - \lg[(1 + s)D]. \quad (6)$$

Як зазначалось [19], для всіх відомих матеріалів другий доданок у (6) залежить лише від напруження і не залежить від температури, що істотно спрощує знаходження невідомих параметрів.

Скористаємося для опису кривих тривалої міцності параметричним рівнянням Ларсена-Міллера [2]. Тоді можемо записати

$$\lg(t_R) = A_0 + A_1 T^{-1} + A_2 T^{-1} \lg(\sigma) + A_3 T^{-1} \lg^2(\sigma), \quad (7)$$

де A_k ($k = 0, 1, 2, 3$) – сталі параметри. Для їх знаходження найкраще скористатись багатофакторною регресією [20]. У відповідності з лінійним регресійним аналізом коефіцієнти регресії визначимо співвідношенням

$$A = (X^T \cdot X)^{-1} \cdot X^T \cdot Y, \quad (8)$$

де X^T – матриця, транспонована до X , а X^{-1} – обернена до неї. В нашому випадку

$$A^T = (A_0 \quad A_1 \quad A_2 \quad A_3). \quad (9)$$

Незалежні змінні при параметрах A_k визначаємо матрицею X , а залежні вектор-стовпчиком Y , тобто

$$X = \begin{bmatrix} 1 & T_1^{-1} & T_1^{-1} \lg(\sigma_1) & T_1^{-1} \lg^2(\sigma_1) \\ 1 & T_2^{-1} & T_2^{-1} \lg(\sigma_2) & T_2^{-1} \lg^2(\sigma_2) \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ 1 & T_n^{-1} & T_n^{-1} \lg(\sigma_n) & T_n^{-1} \lg^2(\sigma_n) \end{bmatrix}, \quad Y = \begin{bmatrix} \lg(t_{R1}) \\ \lg(t_{R2}) \\ \dots \\ \lg(t_{Rn}) \end{bmatrix}, \quad (10)$$

T_i , σ_i , t_{Ri} – відповідно температура, напруження і довговічність, що відповідають точкам кривих тривалої міцності, $i = 1, 2, \dots, n$; n – загальна кількість точок.

Якщо порівняти співвідношення (6) і (7), отримаємо

$$A_0 = -\lg[(1 + s)D], \quad T^{-1} [A_1 + A_2 \lg(\sigma) + A_3 (\lg(\sigma))^2] = -k \lg(\sigma). \quad (11)$$

Таким чином,

$$k = -T^{-1} \cdot [A_1 \lg^{-1}(\sigma) + A_2 + A_3 \lg(\sigma)]. \quad (12)$$

Для конкретизації $D = D(\sigma, T)$ і $q = q(\sigma, T)$ із урахуванням (11)-(12) нам необхідно ще одне співвідношення. Скористаємося енергетичним критерієм тривалого розсіяного руйнування [21]

$$\int_0^1 \omega(\tau) d\tau \int_0^{\varepsilon_b} \varphi_0(\varepsilon) d\varepsilon = \int_{\varepsilon_\sigma}^{\varepsilon_b} [\varphi_0(\varepsilon) - \sigma] d\varepsilon, \quad (13)$$

де $\varphi_0(\varepsilon)$ – визначає миттєву діаграму деформування для фіксованого значення температури; ε_b і ε_σ – деформації, що відповідають границі міцності матеріалу і заданому значенню напруження σ на діаграмі деформування; $\tau = t/t_R$ – безрозмірний час.

Розв’язок рівняння (13) визначаємо виразом

$$q = \int_0^{\varepsilon_b} \varphi_0(\varepsilon) d\varepsilon \Big/ \int_{\varepsilon_\sigma}^{\varepsilon_b} [\varphi_0(\varepsilon) - \sigma] d\varepsilon - (2 + k). \quad (14)$$

Відповідно співвідношення (11), (12) і (14) повністю визначаємо параметри рівняння Дж. Леметра і А. Пламтрі.

Апроксимуючі функції $q(\sigma, T)$ і $D(\sigma, T)$ конкретизуються, виходячи із визначених значень параметрів у реперних точках, за допомогою згладжуючих апроксимацій поверхонь.

За визначальне рівняння моделі приймемо

$$\frac{d\varepsilon^c}{dt} = B \left(\frac{\sigma}{1 - \omega} \right)^n \cdot (\varepsilon^c)^{-a}, \quad (15)$$

де $B = B(\sigma, T)$, $n = n(\sigma, T)$, $a = a(\sigma, T)$ невідомі параметри, що підлягають конкретизації.

Для функції пошкодженості виду (5), після її підстановки в (15) і наступного інтегрування, отримаємо

$$\varepsilon^c = \left\{ C \cdot \left[1 - (1 - t/t_R)^E \right]^F \right\}. \quad (16)$$

Тут

$$C(\sigma, T) = \frac{(1+a)B}{(1+s-n)D}, \quad E(\sigma, T) = \frac{1+s-n}{1+s}, \quad F(\sigma, T) = \frac{1}{1+a}. \quad (17)$$

Для визначення параметрів C , E і F при фіксованих значеннях напруження і температури можна скористатися методом найменших квадратів. Тобто знайти екстремум функції

$$f(C, E, F) = \sum_{i=1}^n \left[\varepsilon_i^c - \left\{ C \left[1 - t_i/t_{Ri} \right]^E \right\}^F \right]^2, \quad (18)$$

виходячи із координат реперних точок кожної кривої повзучості. Але при такому підході виникають істотні труднощі в розв’язанні системи нелінійних рівнянь. У роботі для визначення вищезазначених характеристик використовували метод спряжених градієнтів [22]. При цьому слід зазначити, що даний метод дуже чутливий до вибору точки початкового наближення. І при їх виборі необхідно проявляти обережність, так як можуть мати місце кілька розв’язків нелінійної системи рівнянь.

Обчислені значення параметрів у фіксованих точках також апроксимуємо за допомогою згладжуючої апроксимації поверхонь [22]. Критерієм достовірності отриманих розв’язків (17) можна вважати і монотонність їх зміни залежно від температури та величини напруження.

3. Відповідність рівнянь стану експериментальним даним. Для ілюстрації ефективності запропонованих рівнянь стану для описання тривалого деформування скористаємося результатами випробувань на повзучість сплаву 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-

3Al-B [23].

Використовуючи дані про діаграми тривалої міцності [23] на основі лінійного регресійного аналізу [20], обчислюємо коефіцієнти параметричного рівняння Ларсена-Міллера. Зазначимо, що напруження на діаграмах подані в МПа, а довговічність – в год. У результаті отримаємо значення параметрів для співвідношення (7): $A_0 = -21,465393$; $A_1 = 31047,21$; $A_2 = 2117,9$; $A_3 = -1775,757$. При розрахунках параметрів A_i використовували дані лише однієї плавки, як показано на рис. 1.

Ефективність апроксимації кривих тривалої міцності при допомозі співвідношення Ларсена-Міллера продемонстровані на рис. 2.

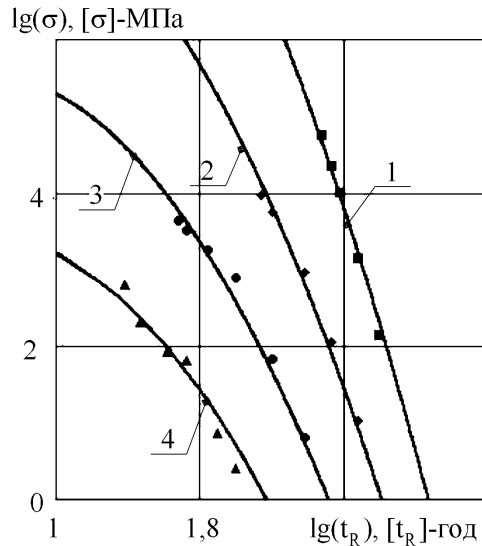


Рисунок 2. Діаграми тривалої міцності сплаву 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B [23] при різних фіксованих температурах (700°C – (крива 1), 800 – (2), 900 – (3), 1000 – (4)) і опис їх параметричним співвідношенням (7) – (суцільна лінія)

Figure 2. Stress-rupture curves of the 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B alloy [23] at different fixed temperatures of 700°C (curve 1), 800°C (curve 2), 900°C (curve 3), 1000°C (curve 4) and their description by a parametric relationship (7) – (solid line)

Як бачимо із рис. 2, спостерігається достатньо добра відповідність розрахункових і експериментальних даних для всього досліджуваного діапазону напруження і температури ($700 \leq T \leq 1000^\circ\text{C}$).

Для визначення діаграм миттєвого деформування необхідні спеціальні дослідження, які в [23] не наведено. Будемо вважати, що діаграми миттєвого деформування неістотно відрізняються від діаграм статичного деформування. Обмежимося їх поданням у вигляді монотонно зростаючих функцій, нехтуючи спадними ділянками діаграм деформування після досягнення границі міцності. Відповідно вибрані нами залежності між напруженнями і деформаціями даного сплаву при різних фіксованих значеннях температури наведено на рис. 3.

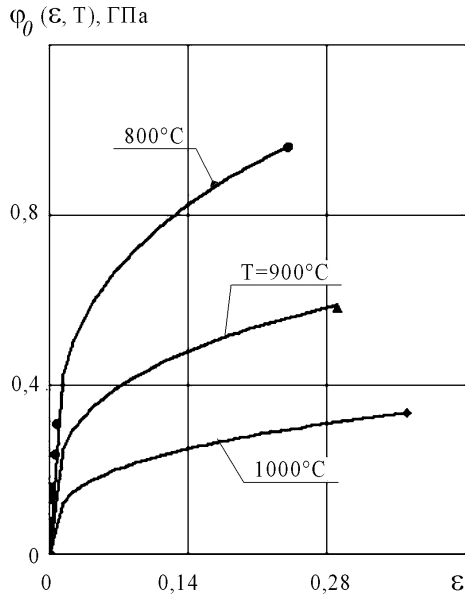


Рисунок 3. Діаграми миттєвого деформування сплаву 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B [23] при різних температурах

Figure 3. Instantaneous stress-strain curves of 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B alloy [23] at different temperatures

Використовуючи відповідну апроксимацію для функцій $\varphi_0(\epsilon, T)$ та формули (12) і (14), вираховуємо значення параметрів $q(\sigma_i, T_i)$ у різних точках досліджуваного діапазону. Потім, апроксимуючи отримані залежності відповідними виразами, конкретизуємо функцію $q(\sigma, T)$.

Обчислений розподіл функції пошкодженості $\omega(\tau)$ залежно від безрозмірного часу τ для різних фіксованих значень напруження і температури наведено на рис. 4.

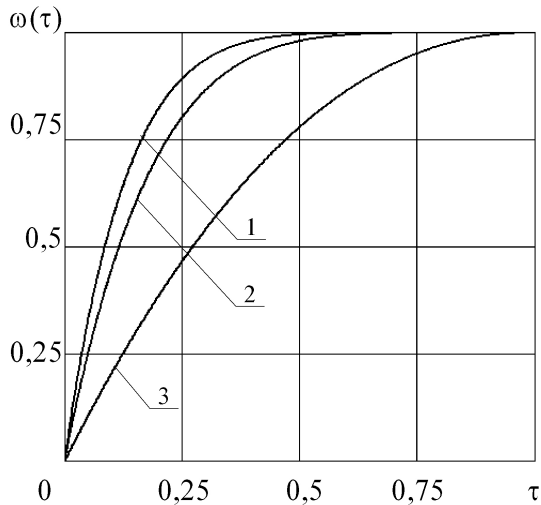


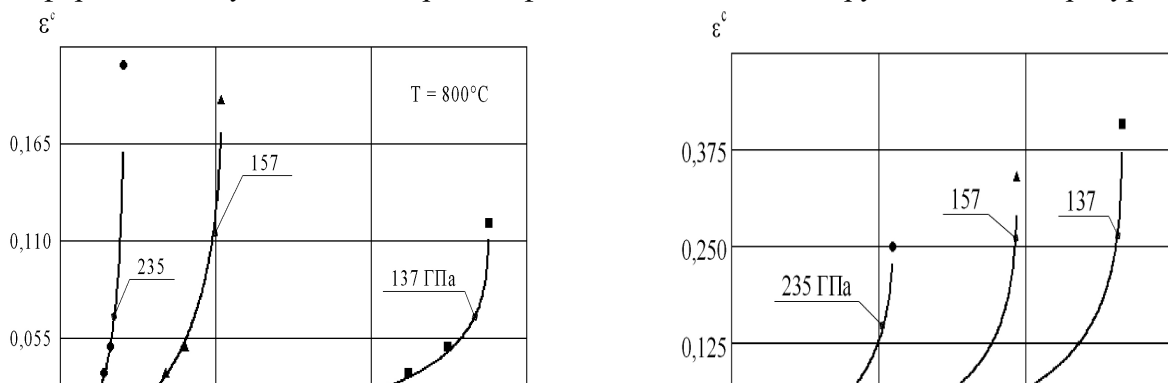
Рисунок 4. Розподіл функції пошкодженості $\omega(\tau)$ при повзучості. Крива (1) відповідає температурі $T = 1000^\circ\text{C}$ і напруженню $\sigma = 29\text{ МПа}$; (2) – $T = 900^\circ\text{C}$, $\sigma = 69\text{ МПа}$, а (3) – $T = 800^\circ\text{C}$, $\sigma = 235\text{ МПа}$

Figure 4. Distribution of the function of damage level $\omega(\tau)$ in creep. Curve (1) corresponds to the temperature $T = 800^\circ\text{C}$ and stress $\sigma = 137\text{ MPa}$; curve (2) corresponds to $T = 900^\circ\text{C}$, $\sigma = 147\text{ MPa}$ and curve (3) corresponds to $T = 1000^\circ\text{C}$, $\sigma = 157\text{ MPa}$

Як бачимо із рис. 4, має місце нелінійне накопичення пошкодження при повзучості.

Після конкретизації решти параметрів $C(\sigma, T)$, $E(\sigma, T)$, $F(\sigma, T)$ можна скористатись співвідношенням (16) для обчислення деформацій повзучості залежно від величин σ і T .

На рис. 5 наведено експериментально визначені [23] й прогнозовані залежності деформації повзучості ϵ^c для різних фіксованих значень напруження і температур.



а)

б)

Рисунок 5. Експериментальні (крапки) і розрахункові (лінії) криві повзучості сплаву 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B при температурах 800 (а) і 900 °С (б)

Figure 5. Experimental (points) and calculated (lines) creep curves for the 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B alloy at temperatures of 800 (a) and 900 °C (b)

Аналогічна відповідність між розрахунковими і експериментальними деформаціями повзучості має місце і при інших значеннях напруження і температури. Відзначимо, що неточність розрахунків при досягненні максимальних значень величини ε^c , як показано на рис. 5, пов'язана із необхідністю використання інших мір деформації і напруження, однак задача при цьому істотно ускладнюється, так як діюче напруження буде змінюватися з часом.

Висновки. Запропоновано модель для опису одновимірних неізотермічних процесів деформування, що враховує пошкодженість матеріалів при повзучості для широких діапазонів діючих напруження і температури. Вона належить до класу моделей з нелінійним накопиченням пошкоджень, що відповідає численним експериментальним даним. Використання скалярної функції пошкодження дає можливість врахувати вплив температури експлуатації й напруження на тривалі процеси деформування при використанні відносно простих рівнянь стану. Запропоновано методики для конкретизації визначальних співвідношень та продемонстровано їх ефективність при розрахунках повзучості жароміцних матеріалів та сплавів. Уточнено діапазони використання параметричних методів, що описують діаграми тривалої міцності. Запропоновано за необхідності екстраполяції кривих тривалої міцності до значень, які в 30 разів і більше перевищують наявні експериментальні дані, використовувати модифікований метод базових діаграм. Показано перевагу такого прогнозування відносно параметричних методів Ларсена-Міллера, Оппа-Шора-Дорбі, Менсона-Саккопа, Труніна та ін.

Conclusion. A model for describing one-dimensional nonisothermal deformation processes that considers the damage level of materials in creep for a wide range of working stress and temperature is proposed. It belongs to a class of models with a linear damage accumulation, which is in agreement with numerous experimental data. The application of a scalar function of damage makes it possible to take into account the influence of the operation temperature and stress on long-term deformation processes with the use of relatively simple constitutive equations. The procedures for specifying the constitutive equations are proposed and their efficiency in the calculations of creep of high-temperature materials and alloys is shown.

The applicable ranges of the parametric methods describing the stress-rupture diagrams are specified. When the need to extrapolate the stress-rupture diagrams to the values that exceed the available experimental data by a factor of 30 or more, arises it is proposed to use a modified base diagram method. The advantage of this prediction as compared to the Larson–Miller, Orr–Sherby–Dorn, Manson–Succop, Trunin and other parameters is shown.

Список використаної літератури

1. РТМ 108.031.112-80. Котлы стационарные паровые и водогрейные и трубопроводы пара и горячей воды. Метод оценки долговечности колен трубопроводов.

2. Larson, F.R. Time temperature relationship for rupture and creep stresses [Text] / F.R. Larson, J. Miller // Trans. ASME. – 1952. – 74, No 5. – P. 765 – 775.
3. Orr, R.L. Correlation of rupture data for metals at elevated temperatures [Text] / R.L. Orr, O.D. Sherby, J.E. Dorn // Trans. ASM. – 1954. – 46. – P. 113 – 128.
4. Manson, S.S. A linear time-temperature relation for extrapolation of creep and stress rupture data [Text] / S.S. Manson, A.M. Haferd // NASA TN 2890. – 1953.
5. Гроунес, М. Анализ методов экстраполяции при испытаниях на ползучесть с помощью теории скоростей реакций [Текст] / М. Гроунес // Теоретические основы инженерных расчетов. Сер. Д. – 1969. – №1. – С. 65 – 69.
6. Manson, S.S. A quarter-century of progress in the development of correlation and extrapolation me rupture data [Текст] / S.S. Manson, C.R. Ensign // Trans. ASME. – 1979. – V. 101. – P. 317 – 325.
7. Журков, С.Н. Температурно-временная зависимость прочности чистых металлов [Текст] / С.Н. Журков, Т.П. Санфинова // Докл. АН СССР. – 1955. – Т. 101. – № 2. – С. 237 – 240.
8. Трунин, И.И. Определение характеристик длительной прочности жаропрочных материалов с большими сроками службы [Текст] / И.И. Трунин // Пробл. прочности. – 1969. – № 6. – С. 3 – 8.
9. Прочность материалов и конструкций: серия монографий [Текст]; под ред. В.Т. Трошенка. – Киев: Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, 2012. – Т. 5. Прогнозирование высокотемпературной ползучести и длительной прочности [Текст] / В.В. Кривенюк. – 2012. – 752 с.
10. Кучер, Н.К. Прогнозирование высокотемпературной длительной прочности материалов [Текст] / Н.К. Кучер, Р.П. Приходько // Пробл. прочности. – 2013. – № 3. – С. 13.
11. Ланин, А.А. Жаропрочные металлы и сплавы: справочные материалы [Текст] / А.А. Ланин, В.С. Балина. – Санкт-Петербург: Энерготех. – 2006. – 223 с.
12. Локощенко, А.М. Моделирование процесса ползучести и длительной прочности металлов [Текст] / А.М. Локощенко. – М.: МГИУ; 2007. – 264 с.
13. Ромашов, Р.В. Определение характеристик длительной прочности материалов по результатам испытаний ограниченной длительности [Текст] / Р.В. Ромашов // Успехи современного естествознания. – 2006. – № 11. – С. 69 – 71.
14. Гецов, Л.Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин. В двух книгах: Кн. 1. [Текст] / Л.Б. Гецов. – Рибинск: ООО Издательский дом «Газотурбинные технологии», 2010. – 611 с.
15. Кучер, Н.К. Прогнозирование ползучести и длительной прочности материалов при неизотермических процессах деформирования [Текст] / Н.К. Кучер, Р.П. Приходько, О.В. Боровик // Пробл. прочности. – 2013. – № 1. – С. 1286 – 139.
16. Micrographs and microstructural characteristics of crept specimens of 2,25Cr-1Mo steel tube for boiler and heat exchanger (JIS STBA24), normalized and tempered 2,25Cr-1Mo steel plate for boiler and pressure vessels (JIS SCM V 4NT) and quenched and tempered 2,25Cr-1Mo steel plate for pressure vessels (ASTM A542) 5. – No M-4. – P. 1 –217.
17. Качанов, Л.М. О времени разрушения при ползучести [Текст] / Л.М. Качанов // Изв. АН СССР. Механика и машиностроение. – 1960. –Том 5. – С. 88 – 92.
18. Леметр, Дж. Применение поврежденности для расчета разрушения в условиях одновременной ползучести и усталости [Текст] / Дж. Леметр, А. Платри // Теорет. основы инж. расчетов. – 1971. – Том. 101, № 3. – С. 124 – 134.
19. Работнов, Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций [Текст] / Ю.Н. Работнов. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
20. Орлов, А.И. Прикладная статистика [Текст] / А.И. Орлов. – М.: Экзамен, 2004. – 656 с.
21. Голуб, В.П. Высокотемпературное разрушение материалов при циклическом нагружении [Текст] / В.П. Голуб, А.Д. Погребняк. – Киев: Наук. думка, 1994. – 228 с.
22. Кириянов, Д.В. Mathcad 13. [Текст] / Д.В. Кириянов. – Санкт-Петербург, 2006. – 608 с.
23. Data sheets on the elevated-temperature properties of nickel based 19Cr-18Co-4Mo-3Ti-3Al-B superalloy castings and forgings for gas turbine blades// NRI Creep Data Sheet. – 1993. – No 34B. – P. 1 – 62.

Отримано 01.08.2013