

УДК 539.3: 620.172.251.1

Є. Воробйов, докт. техн. наук; Т. Анпілогова, канд. техн. наук

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

НИЗЬКОТЕМПЕРАТУРНА СТИБКОПОДІБНА ДЕФОРМАЦІЯ МЕТАЛІВ: ЛОКАЛІЗОВАНЕ ПОШКОДЖЕННЯ ТА ВТРАТА МІЦНОСТІ

Резюме. Розглянуто імпульсний режим пластичної течії металів, який виникає при реалізації ефекту низькотемпературної стрибкоподібної деформації. Він відрізняється неізотермічністю, великою швидкістю та локальністю. Структурні дослідження показали, що матеріал у шийках, які виникають, досягає значного ступеня анізотропії та несуцільності у вигляді мікротріщин. Існує тісна кореляція між показником пошкодження в зоні течії та величиною деформації. Вказаний ефект можна розглядати як фактор пошкодження. Наведено результати чисельного дослідження стрибкоподібної деформації від головних чинників за допомогою термомеханічної моделі. Показано, що стрибкоподібна деформація за даної температури середовища суттєво залежить від динамічних характеристик системи навантажування та рівня міцності матеріалу. Наведено відповідні рівняння. Розроблено рекомендації з удосконалення стандарту на методи випробувань металів на розтяг.

Ключові слова: стрибкоподібна деформація, локалізоване пошкодження, нелінійна модель, жорсткість машини, прислана маса, механічні характеристики.

E. Vorob'ev, T. Anpilogova

THE LOW-TEMPERATURE JUMP-LIKE DEFORMATION OF METALS: LOCALIZED DAMAGE AND LOSS OF STRENGTH

Summary. The pulse mode of the plastic flow of metals, which occurs in realization of the low-temperature discontinuous yielding effect or jump-like deformation, is considered. Its main features are nonisothermality, large velocity and localization. A sequence of necks is formed here, which corresponds to a number of strain jumps. As structural investigations have shown, the material in the neck attains a significant anisotropy and nonuniformity in the form of microcracks. Apparently, in this case, there is a close correlation between the damage factor in the flow zone and jump-like deformation value. Thus, the low-temperature discontinuous yielding effect can be considered as a damage factor, which causes exhaustion of the material load-carrying ability, since its subsequent deformation becomes impossible and fracture occurs. The possibility of occurrence and nature of jump-like deformation for the given temperature and medium depend considerably not only on the material, but also on the specimen size and shape as well as on the loading parameters, test machine, etc. The paper presents the results of numerical investigation on jump-like deformation regarded as a material damage factor depending on the indicated determining factors using the thermomechanical model. The investigation showed that jump-like deformation of metals at the specified temperature of medium depends significantly on the parameters, which are related to the loading system, as well as on the level of material strength. The corresponding equations are given. The mechanical characteristics, which are determined in the process of standard testing, depend on the above factors to some extent. Also, recommendations regarding improvement of the standard on tensile test methods for metals are developed.

Key words: jump-like deformation, localized damage, nonlinear model, rigidity of the testing machine, movable added mass, mechanical characteristics.

Вступ. Все більшого поширення набуває використання зріджених газів у техніці та технологіях таких галузей, як енергетика, авіація та космонавтика, транспорт, медицина, дослідження елементарних часток. У першу чергу, це стосується рідких водню та гелію з температурами кипіння 20 і 4 К. Зокрема, рідкий водень широко використовується у ракетноносіях, активно досліджуються і реалізуються можливості його застосування для транспортних двигунів та енергосистем. Охолодження рідким гелієм потребують сучасні надпровідні магнітні системи, на яких засновується робота нових типів енергетичних пристроїв. Але за температур нижче 30 К виникає ефект

низькотемпературної стрибкоподібної деформації або переривчастої плинності [1], що стає головною особливістю деформування і руйнування практично всіх металів та сплавів, і тому є універсальним явищем. Він проявляється у вигляді регулярних спадів навантаження на діаграмах деформування, що для високоміцних сплавів сягають 30 – 60% від початкового рівня. Через те самі діаграми набувають характерного пилкоподібного вигляду.

Головними особливостями такого імпульсного режиму пластичної течії є неізотермічність, велика швидкість та локальність. У свою чергу, зміна механізму деформації призводить до ряду істотних особливостей шийкоутворення при низькотемпературній переривчастій плинності. Основні з них такі: утворюється не одна, а кілька шийок, число яких відповідає числу стрибків деформації; початок шийкоутворення відповідає не верхній точці діаграми розтягу, а більш раннім стадіям, зокрема – безпосередньо за границею плинності; тривалість процесу має порядок не $1 \dots 10$, а $10^{-4} \dots 10^{-2}$ с; утворення шийки відбувається не в ізотермічних, або близьких до них, а в адіабатичних умовах і супроводжується значним стрибком температури; локалізація у подальшому не посилюється, а припиняється безпосередньо із завершенням стрибка деформації.

Як показали структурні дослідження [2, 3], матеріал у шийці досягає значного ступеня анізотропії та несущільності у вигляді мікротріщин. Вочевидь, у даному випадку існує тісна кореляція між показником пошкодження у зоні течії й величиною стрибкоподібної деформації. Таким чином, ефект низькотемпературної переривчастої плинності можна розглядати, як чинник пошкодження, що призводить до вичерпання несівної здатності матеріалу, оскільки подальше деформування стає неможливим і настає руйнування.

Можливість виникнення та характер стрибкоподібної деформації для даної температури й середовища суттєво залежать не тільки від самого матеріалу, але й від розмірів та форми зразка, параметрів процесу навантаження, випробувальної машини тощо. Це значно ускладнює нормування міцності металевих матеріалів і визначення достовірних значень їх механічних характеристик. При цьому комплексний вплив зазначених чинників вивчений далеко недостатньо, а експерименти за температур, близьких до абсолютного нуля, є надзвичайно затратними і складними. Дієвим засобом прогнозування проявів ефекту низькотемпературної переривчастої плинності, а також зазначеного виду пошкодженості у деформаційному оцінюванні може служити математичне моделювання процесу стрибкоподібної деформації. У більшості робіт цього напрямку досліджується ефект Портевена-Ле Шательє, пропонуються «фізичні» моделі з застосуванням дислокаційних параметрів, моделі, засновані на аналогах, синергетичні та інші [4 – 7].

Для виявлення природи ефекту саме низькотемпературної стрибкоподібної деформації, крім дислокаційних, запропонована так звана термомеханічна гіпотеза. Вона дає задовільне пояснення багатьом експериментальним результатам і становить підґрунтя низки теоретичних досліджень. У них отримані критерії реалізації ефекту, область існування, визначено залежності критичних напружень від температури тощо. Ціль даної роботи – чисельне дослідження стрибкоподібної деформації як чинника пошкодження матеріалу залежно від вказаних визначальних факторів за допомогою термомеханічної моделі [8], а також розроблення рекомендацій з удосконалення стандарту на методи випробувань металів на розтяг.

Матеріали і методи дослідження. Об'єктами для дослідження вибрані стабільноаустенітна сталь 03X20H16AГ6 й алюмінієвий сплав АМг5. Ці матеріали отримали широке застосування в криогенній техніці. При цьому значна відмінність їх міцності дозволяє виявити роль цього важливого чинника. Початкова температура T_0

досліджуваного процесу дорівнює 4 К, тобто вона відповідає точці кипіння рідкого гелію, що використовується для охолодження надпровідних магнітних систем.

Для дослідження застосовується локальна одновимірна нелінійна багатопараметрична модель [8], сформульована у вигляді диференціального рівняння динамічної рівноваги системи зразок – машина при розвитку стрибка деформації

$$\ddot{\varepsilon}_d(1 + \varepsilon_d) + a\dot{\varepsilon}_d + b\varepsilon_d(1 + \varepsilon_d) + c\varepsilon_d^m = p \sin \omega t. \quad (1)$$

Тут ε_d – подовжня стрибкоподібна деформація; t – час, a, b, c, p, m, ω – постійні, причому

$$\varepsilon_d \geq 0; \dot{\varepsilon}_d \geq 0; \varepsilon_d(0) = \dot{\varepsilon}_d(0) = 0; \varepsilon_d(\tau_D) = \varepsilon_D; \dot{\varepsilon}_d(\tau_D) = 0, \quad (2)$$

де τ_D – тривалість стрибка. Розглядається ненавантажувана система, в якій деформація здійснюється тільки за рахунок запасу пружної енергії. Стрибок починається, як тільки досягнуте критичне напруження σ_0 , причому його рушійною силою є перенапруження в зоні розвитку катастрофічної течії, як результат різкого і сильного нагріву в адіабатичних умовах, і термічного зменшення матеріалу. Прийняті також наступні гіпотези:

– величина нагріву ΔT_m пропорційна стартовому напруженню σ_0 з урахуванням коефіцієнта трансформації роботи пластичної деформації в тепло;

– довжина зони течії l дорівнює радіусу поперечного перетину R циліндричного зразка і приймається за його робочу довжину, а виділення тепла і деформація гомогенні й обмежені цією зоною;

– модель деформаційного зміцнення визначається виглядом кривої, що огинає верхні піки діаграми розтягу, а характеристики зміцнення для заданого стрибка в загальному випадку є функціями стартового напруження.

Початковий вигляд зазначеної кривої апроксимує рівняння

$$\sigma = \sigma_{0,2} + A_i \varepsilon_i^{m_i}, \quad (3)$$

де $\sigma_{0,2}$ – умовна границя плинності; A_i і m_i – початкові значення показників зміцнення; ε_i – загальна деформація зразка, накопичена до моменту початку даного стрибка.

Коефіцієнти рівняння (1) визначаються як $a = \mu/u$, $b = K/u = C/M$, $c = A/u$, $p = k_T \Delta T_m / u$, а $K = Cl/F$, $u = Ml/F$; μ – коефіцієнт в'язкості матеріалу; C – жорсткість системи зразок – машина; M – рухома приєднана маса; $F = \pi R^2$, $R = R_0 / \sqrt{1 + \varepsilon_i}$. До визначальних параметрів моделі відносяться величини, що входять до цих коефіцієнтів, – це механічні характеристики металу і динамічні характеристики системи навантаження. До першої групи входять параметри σ_0 , A , m , μ . До другої групи відносяться маса і жорсткість системи.

Для ідентифікації моделі необхідно визначити механічні характеристики матеріалів і деякі характеристики стрибкоподібної деформації, для чого проводився експеримент, а саме, випробування на розтяг циліндричних зразків діаметром робочої частини $2R_0 = 3$ мм, довжиною $L_0 = 15$ мм у середовищі рідкого гелію. Номінальна швидкість деформації складала $1,6 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$, приєднана маса – 300 кг, жорсткість силового ланцюга машини – 14,5 МН/м, а жорсткість системи зразок – машина – 12,0 і 8,14 МН/м – відповідно для сталі та алюмінієвого сплаву.

Механічні параметри визначено з рівнянь $m = \sigma_b \varepsilon_b / (\sigma_b - \sigma_0)$, $A = (\sigma_b - \sigma_0) / \varepsilon_b^m$, де σ_b і ε_b – дійсні напруження і деформація, що відповідають максимальному навантаженню, причому $\varepsilon_b = \varepsilon_{b_i} - \varepsilon_t$, $\sigma_b = \sigma_{b_i} = const$. Величину σ_0 отримуємо з наведеного рівняння для заданого значення ε_t . Для розрахунку початкових значень параметрів m_i і A_i замість σ_0 приймаємо $\sigma_{0,2}$, а замість $\varepsilon_b - \varepsilon_{b_i}$ (табл. 1).

Таблиця 1

Параметри моделі й характеристики матеріалів

Матеріал	σ_{b_i}	A_i	ε_{b_i}	m_i	μ	k_T	ΔT_{max}	k_σ	ω	k_ω
	МПа				МПа с	МПа/К	К	К/МПа	с ⁻¹	
АМг5	706	859	0,304	0,404	4	1,75	61,5	0,087	133	0,665
03Х20Н16АГ6	2214	2240	0,300	0,650	10	5,0	185	0,084	145	0,725

Примітка: ΔT_{max} – найбільша величина нагріву, що відповідає максимальному навантаженню.

Величина T_m , яка необхідна для визначення коефіцієнта p у рівнянні (1), розрахована за формулою $\Delta T_m = k_\sigma \sigma_0 \beta(\sigma_0)$, де $k_\sigma = \Delta T_{max} / \sigma_b$ – коефіцієнт пропорційності (табл. 1), а коефіцієнт трансформації енергії для прийнятої моделі деформаційного зміцнення

$$\beta(\sigma_0) = \left\{ 1 + 0,05 \sigma_b (\sigma_b - \sigma_{0,2})^{\frac{1-m_i}{m_i}} / \left[\sigma_0 (\sigma_0 - \sigma_{0,2})^{\frac{1-m_i}{m_i}} \right] \right\}^{-1}.$$

Величини коефіцієнта термічного зменшення можуть бути отримані після проведення додаткових випробувань зразків при температурах 293 і 77 К за формулою $k_T = (\sigma_b^{77\text{К}} - \sigma_b^{293\text{К}}) / 216$ (табл. 1).

Значення параметра ω вибрана таким, при якому величина ε_d найбільша, тобто передбачається, що запас пружної енергії перейде в роботу деформації найбільш енергетично вигідним шляхом. Таке резонансне значення кругової частоти (табл. 1) визначається при комп'ютерному дослідженні моделі як відповідне максимуму амплітудно-частотної характеристики. Цей параметр можна надати як

$$\omega = k_\omega \sqrt{C/M},$$

де $\sqrt{C/M}$ – власна частота; k_ω – коефіцієнт пропорційності (табл.).

Моделююче диференціальне рівняння розв'язано за допомогою програми, що заснована на методі кінцевих різниць. У результаті отримували залежності $\varepsilon_d - t$, звідки визначали кінцеві значення стрибкоподібної деформації ε_D і тривалості стрибка τ_D . Кінетика процесу стрибка в обох матеріалів подібна, але величини ε_D відрізняються в тій же мірі, як і характеристики міцності, що вказує на особливу важливість параметра σ_0 , який характеризує міцнісні властивості матеріалу.

Порівняння розрахункових величин стрибкоподібних видовжень $\Delta l_d = \varepsilon_D l$ з отриманими експериментально з діаграм розтягу показало їх добру відповідність. Цим отримано підтвердження адекватності моделі.

Дослідження впливу параметрів проведено таким чином. За базову приймалася величина ε_{D_0} , що отримана для тих значень параметрів, які відповідають проведеному експерименту. Базовий розрахунок проводили для величин ε_t зразків сталі та алюмінієвого сплаву відповідно 0,142 ($\varepsilon_{D_0} = 0,165$) і 0,20 ($\varepsilon_{D_0} = 0,0375$). Вони вибрані як середні для області діаграми з розвинутою стрибкоподібною деформацією. На представлених нижче рисунках крапки з вказаними ординатами виділені світлим тоном. Для заданих величин ε_t визначали σ_0 (відповідно 1819 і 623 МПа) і коефіцієнти рівняння (1). Далі проводили чисельні експерименти – в рівнянні (1) змінювали в широкому діапазоні один із вказаних параметрів і виконували розрахунки. Для кожного значення параметра отримували величину ε_D . З певним інтервалом набиралася низка пар координат для побудови графічної залежності деформації від даного параметра, решта параметрів залишалася незмінними. Розглядали також граничні значення, при яких виявляються результати, що відносяться до крайніх окремих випадків. Такий метод дозволяє якнайповніше встановити характер впливу параметра.

Дослідження впливу параметра σ_0 має деякі особливості. Його величину визначали з рівняння (3), задаючись величиною ε_t . При цьому визначали і відповідне значення A , m , а також коефіцієнта трансформації роботи пластичної деформації в тепло.

У випадку, якщо номінальна швидкість деформації стає значною, необхідно враховувати і цей чинник як зовнішню дію на процес стрибка. Для навантажуваної системи рівняння рівноваги можна записати

$$\dot{\varepsilon}_d(1 + \varepsilon_d) + a\dot{\varepsilon}_d + b\varepsilon_d(1 + \varepsilon_d) + c\varepsilon_d^m = p \sin \omega t + q(1 + \varepsilon_d)t. \quad (4)$$

Тут $q = Q/u$, $Q = KV/l$; V – швидкість переміщення траверси машини, а інші позначення ті ж, що і в (1).

Розв'язок отриманого рівняння, як і в разі ненавантажуваної системи, повинен задовольняти умовам (2). Цю модель можна застосовувати для режиму навантаження з контрольованою швидкістю деформації, який використовується при стандартних випробуваннях металів на розтяг. Для чисельного розв'язання рівняння (4) використовується метод, аналогічний [8]. Для різних швидкостей були отримані відповідні залежності $\varepsilon_d - t$.

Результати, їх практичне застосування. Розглянемо вплив характеристик матеріалу на стрибкоподібну деформацію. Серед них найважливішою є стартове напруження, яке визначає величину ΔT_m , відповідно і коефіцієнт p у (1), тобто функціональний параметр $f(t)$. Також й інші параметри, які можуть бути віднесені до механічних характеристик матеріалу, – показники зміцнення A і m , також є функціями σ_0 . Його величина пов'язана із загальною деформацією зразка, причому $\bar{\sigma}_d \leq \sigma_0 \leq \sigma_b$, де $\bar{\sigma}_d$ – дійсне напруження, що відповідає границі переривчастої плинності. Зі збільшенням як загальної деформації, так і стартового напруження відбувається інтенсивне зростання стрибкоподібної деформації, яка досягає 0,05 і 0,23 відповідно для алюмінієвого сплаву і сталі. Для останньої вона наближається до величини δ – міри руйнівної деформації. В той же час для низькоміцних матеріалів, як АМг5, прояв ефекту, мабуть, не є конструкційною небезпекою. Для високоміцних сталей і сплавів діапазон величин σ_0 складає 1000-2500 МПа.

Залежності стрибкоподібної деформації від σ_0 для даних матеріалів подібні й наближаються до лінійних. Аналітично їх описують рівняннями $\varepsilon_D = 0,000164\sigma_0 - 0,139$ і $\varepsilon_D = 0,000115\sigma_0 - 0,0356$ відповідно для сталі й алюмінієвого сплаву (величини σ_0 надаються в МПа). Побудовані у відносних координатах ці залежності практично співпадають. Тобто досить провести дослідження для одного, щоб прогнозувати результати для будь-якого іншого холодопластичного металу. Така універсальність пояснюється тим, що функціональний параметр і деякі інші параметри в модельному рівнянні (1) визначається тільки величиною стартового напруження σ_0 .

Вплив характеристик системи навантажування на стрибкоподібну деформацію металів показано на рис. 1. Від приєднаної маси залежать усі коефіцієнти основного рівняння (1) моделі. При зменшенні M знижується величина деформації, а при $M \rightarrow 0$ вона йде не до нуля, а до деякої малої величини. Наприклад, для сталі 03X20H16AG6, якщо прийняти $M = 10^{-3}$ кг, отримаємо $\varepsilon_D = 0,015$, а розрахунок за допомогою диференціального рівняння першого порядку при $M = 0$ дає $\varepsilon_D = 0,016$. Зі зміною маси змінюються й інші характеристики стрибка – як його тривалість, швидкість деформації та ін. При $M \rightarrow \infty$ процес стає статичним, оскільки тривалість стрибка $\tau_D \rightarrow \infty$, і чинник демпфування відсутній. Тоді ε_D асимптотично наближається до 0,23 для сталі й 0,043 для сплаву. Такий же результат був отриманий для $\mu = 0$. Проте при збільшенні τ_D до величин близько 0,1 с порушуються умови адіабатичності процесу. Тоді в результаті появи чинника теплообміну зона течії не встигає істотно нагрітися й стрибкоподібна деформація не реалізується. Величина маси може складати, залежно від типу і граничного навантаження машини, від 50 до 1000 кг.

Вплив жорсткості системи зумовлений запасом пружної енергії, частина якого $\Delta W = (P_0^2 - P_d^2)/2C$ переходить у роботу деформації, де P_0 і P_d – навантаження, що відповідають початку і завершенню стрибка. Тобто при $C \rightarrow \infty$ $\Delta W \rightarrow 0$, $\varepsilon_D \rightarrow 0$ і

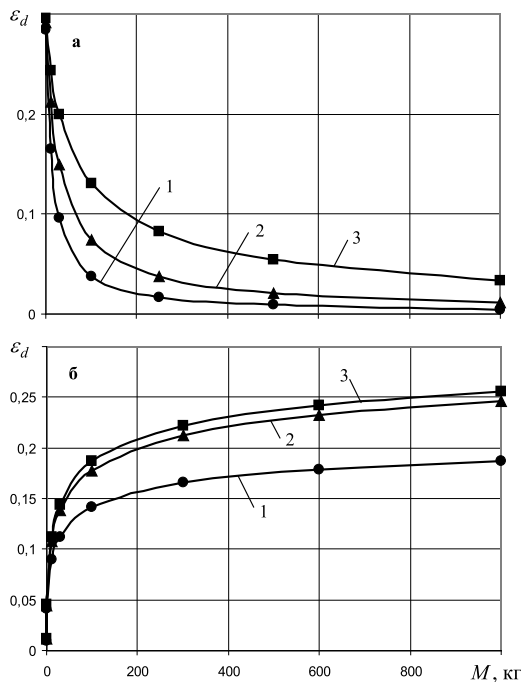


Рисунок 1. Вплив жорсткості (а) та маси (б) на величину стрибкоподібної деформації для сталі 03X20H16AG6:

при $F = 6 \text{ мм}^2$ (1);

при $F = 38 \text{ мм}^2$ (2),

$F = 78,5 \text{ мм}^2$ (3)

Figure 1. The effect of rigidly (a) and mass (b) on the jump-like deformation for steel 03X20H16AG6:

at $F = 6 \text{ мм}^2$ (1);

at $F = 38 \text{ мм}^2$ (2),

$F = 78,5 \text{ мм}^2$ (3)

навпаки при $C \rightarrow 0$ $\Delta W \rightarrow \infty$, $\varepsilon_D \rightarrow \infty$, що підтверджує рис. 1, але при цьому дане дослідження показує ще й характер залежності $\varepsilon_D - C$. Гранична жорсткість машин складає близько 100 МН/м, а мінімальний рівень близький до нуля (навантажування підвішеним вантажем).

Дослідження впливу чинника підвантажування за допомогою моделі (4) показало, що залежність ε_D від швидкості переміщення траверси машини V є лінійною і може бути представлена, як $\varepsilon_D = \varepsilon_{D_0} + k_v V$, k_v – коефіцієнт пропорційності, або

$$\varepsilon_D = \varepsilon_{D_0} + k_{\dot{\varepsilon}} \dot{\varepsilon}_n. \quad (6)$$

З урахуванням $V = \dot{\varepsilon}_n L_0$, де $\dot{\varepsilon}_n$ – номінальна швидкість деформації; L_0 – початкова довжина робочої частини зразка, коефіцієнт пропорційності $k_{\dot{\varepsilon}} = k_v L_0$. Для сталі $k_v = 5,4 \cdot 10^{-3}$ с/мм, $k_{\dot{\varepsilon}} = 8,1 \cdot 10^{-2}$ с, для алюмінієвого сплаву $k_v = 9,59 \cdot 10^{-3}$ с/мм, $k_{\dot{\varepsilon}} = 14,4 \cdot 10^{-2}$ с. При статичних випробуваннях зазвичай $\dot{\varepsilon}_n < 1$ с⁻¹.

Вплив чинника підвантажування для алюмінієвого сплаву відносно сильніший, ніж для сталі, а саме в 1,8 раза – таке відношення відповідних коефіцієнтів пропорційності в (6). При цьому помітно зростає і тривалість стрибка.

Масштабний фактор відноситься до третьої групи параметрів. Про його вплив дає уявлення рис. 1. При $F \rightarrow \infty$ величина ε_D експоненціально наближається до 0,25 і 0,11 відповідно для сталі й алюмінієвого сплаву. При $F \rightarrow 0$ також і $\varepsilon_D \rightarrow 0$. Наприклад, для сталі, якщо $F = 10^{-3}$ мм², $\varepsilon_D = 6 \cdot 10^{-5}$.

Таким чином, дослідження показали, що стрибкоподібна деформація металів при заданій температурі середовища істотно залежить від параметрів, що відносяться до системи навантажування, а також масштабного фактора. Тією чи іншою мірою від них залежать і механічні характеристики, що визначаються при стандартних випробуваннях. Раніше [9, 10] були запропоновані обмеження деяких параметрів випробувань на основі експериментальних даних. Важливим практичним застосуванням результатів цієї роботи є теоретичне обґрунтування норм для методів випробувань металів на розтяг при дуже низьких температурах.

Номінальна швидкість деформації – параметр, який в експерименті, на відміну від інших, можна легко змінювати і його вплив на стрибкоподібну деформацію і механічні характеристики найсильніший [11] – це фактор, який визначає й саму можливість втрати стійкості деформації. В загальному випадку можна виділити три критичні швидкості деформації [9]. Перша $\dot{\varepsilon}_{c_1}$ за наявності докритичної стадії стійкої пластичної деформації забезпечує на ній достатньо низьку потужність тепловиділення й ефект реалізується, друга $\dot{\varepsilon}_{c_2}$ призводить до його повного пригнічення. Якщо $\dot{\varepsilon}_n \geq \dot{\varepsilon}_{c_3}$, то безпосередньо після завершення стрибка теплова релаксація не встигає завершитися і відбувається перехід до неадіабатичної локалізованої пластичної деформації з подальшим спадом навантаження і руйнуванням зразка. Нарешті, застосовуючи модель (4), можна розрахувати ще одну критичну швидкість $\dot{\varepsilon}_{c_4}$, яка призводить до руйнування безпосередньо в процесі стрибка. З формули (5), прийнявши як критерій $\varepsilon_D = \delta$, отримаємо величини 2,3 с⁻¹ – для сталі і 2,2 с⁻¹ для алюмінієвого сплаву, що виходить за межі статичного діапазону.

Співвідношення критичних швидкостей таке, що $\dot{\epsilon}_{c_1} < \dot{\epsilon}_{c_2} \ll \dot{\epsilon}_{c_3}$, тому нормування повинно ґрунтуватися на величині $\dot{\epsilon}_{c_1}$. Дані експериментів і розрахунки показують, що $\dot{\epsilon}_{c_1} = 2 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ [9].

Прийmemo, що величина ϵ_D у підвантажуваній системі не повинна перевищувати базове значення $\epsilon_{D_0} = 0,165$ (сталь 03X20H16AG6) більше, ніж на 5%. Тоді з (5) отримаємо $\dot{\epsilon}_n \leq 0,103 \text{ с}^{-1}$, що з великим запасом перевищує стандартні величини $\dot{\epsilon}_n \leq 1,6 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ [12] і $\dot{\epsilon}_n \leq 1,0 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ [13], які можна вважати цілком обґрунтованими. Відзначимо, що при $\dot{\epsilon}_n = 1,6 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ деформація збільшується в порівнянні з ϵ_{D_0} на дуже малу величину 0,3% і навіть, якщо швидкість збільшити на порядок, отримаємо приріст деформації лише 0,7%. Це дозволяє зробити важливий висновок: при стандартних швидкостях деформації система є практично ненавантажуваною.

Якщо швидкість деформації достатньо мала, найбільш значущим стає параметр C . Стрибокподібна локалізована деформація після досягнення критичного рівня напруження відбувається лише за рахунок запасу пружної енергії, яка на момент початку стрибка складає $W = \sigma_0^2 F^2 / 2C$. Частина її, зазвичай, більша, накопичується в системі навантажування, інша частина – безпосередньо в зразку.

Якщо при вищих температурах вплив жорсткості може виявлятися лише на спадаючій ділянці діаграми деформації (умовою переходу потенційної пружної енергії в активну форму є зниження навантаження $dP/dt < 0$), то в умовах періодичної втрати стійкості пластичної деформації реєструється дуже багато спадів навантаження. Як наслідок, ефект впливу жорсткості системи накопичується. Зниження жорсткості машини C_M , відповідно жорсткості системи зразок – машина C призводить до збільшення ϵ_D , зменшення числа стрибків і ранішого руйнування зразка – укорочення діаграми деформації аж до руйнування при першому стрибку [14]. При цьому зменшуються характеристики δ і σ_b . Тому для отримання достовірних повторюваних значень при проведенні стандартних випробувань металів цей параметр вимагає нормування.

Значення жорсткості випробувальних машин C_M мають порядок 10 МН/м, що відповідає початковій ділянці залежності $\epsilon_D - C$, де вона найсильніша. Її лінеаризація на інтервалі 1,0...20 МН/м, що включає базову точку (сталь 03X20H16AG6) дає рівняння

$$\epsilon_D = 0,295 - k_c C, \quad (7)$$

де $k_c = 0,011 \text{ м/МН}$. Прийmemo знову, що величина ϵ_D не повинна перевищувати базове значення $\epsilon_{D_i} = 0,165$ більш ніж на 5%. Тоді з (7) отримаємо $C \geq 11,0 \text{ МН/м}$. Для цього значення з урахуванням залежності $C = C_0 C_M / (C_0 + C_M)$, де C_0 МН/м – жорсткість п'ятикратного сталевого зразка, отримаємо $C_M \geq 13,05 \text{ МН/м}$. Цей результат підтверджує рекомендації [10] й обґрунтовує норму для податливості машини, що регламентується в проекті державного стандарту України «Метали. Метод випробування на розтяг металів і сплавів за низьких та криогенних температур» – не

більше $0,7 \cdot 10^{-4}$ мм/Н, що відповідає умові $C_m \geq 14,3$ МН/м. У практиці стандартних випробувань така норма вводиться вперше.

Водночас, залежність $\varepsilon_D - M$ у характерному для випробувальних машин діапазоні не така сильна. Зростання ε_D на 5% відбувається лише при збільшенні M до 465 кг. Такий вплив приєднаної маси можна вважати незначним, тобто нормування параметра M не потрібне. Проте слід надавати перевагу використанню «легких» машин.

Важливим питанням є вибір типорозмірів зразків для умов переривчастої текучості. З урахуванням багатократного шийкоутворення при стрибках деформації в даному випадку критерієм може служити показник жорсткості напруженого стану зразка в шийках. Як було показано в [15], для плоских зразків на відміну від циліндричних має місце вельми значне відхилення напруженого стану від лінійного, що перевищує 50%. Тому рекомендовано переважно використання циліндричних зразків. А у зв'язку з сильним проявом масштабного ефекту [16] для отримання зпівставних значень механічних характеристик необхідно максимально звузити спектр розмірів стандартних зразків. Виникає питання, в якому інтервалі можуть знаходитися рекомендовані діаметри. Площі 7,1 і 12,6 мм² відповідають діаметрам 3 і 4 мм, які в числі інших (до 10 мм) регламентуються стандартом [12]. При $F < 3$ мм² (діаметр менше 2 мм) залежність ε_D від F стає сильною. Для менш міцних металів межа відсовується ще далі – приблизно до 1,5 мм². Виходячи з цього, можна рекомендувати для випробувань при температурах 20 К і нижче використання п'ятикратних циліндричних зразків з початковим діаметром 3 або 4 мм. Це найбільш близькі з можливих значень, і вони дозволяють застосовувати і машини з малим граничним навантаженням. Відповідні цим діаметрам точки, як і для зразка діаметром 7 мм ($F = 38$ мм²), прийнятого стандартом [13], лежать на пологій гілці графіків, і при збільшенні площі поперечного перерізу зразка більш, ніж в 3 рази (від 12,6 до 38 мм²) стрибкоподібна деформація збільшується тільки на 14%.

Результати даного дослідження показують, що в певних умовах стрибкоподібна деформація високоміцних матеріалів може досягати великих значень, тобто це явище небезпечне з погляду збереження міцності й несівної здатності високонапружених конструкційних елементів, що експлуатуються при дуже низьких температурах. Тому до числа стандартних механічних характеристик доцільно включити стартове напруження як верхню межу переривчастої плинності σ_{hd} (напруження, що відповідає першому верхньому піку навантаження безпосередньо на первинній ділянці пружної деформації зразка), а також нижню межу переривчастої плинності σ_{ld} (напруження, що відповідає нижньому піку навантаження). Перша дозволяє оцінити величину стрибкоподібної деформації і пов'язану з нею потенційну небезпеку для даного матеріалу, а друга – визначає рівень, при якому передчасний стрибок, викликаний зовнішньою імпульсною дією (електромагнітною, тепловою, силовою), стає неможливим – є межею безумовно стійких станів матеріалу [9]. Для визначення допустимого напруження, в цьому випадку можна використовувати формулу

$$[\sigma] = \sigma_{ld} / n_f,$$

де n_f – коефіцієнт запасу міцності.

Висновки. Структурні дослідження показали, що матеріал у шийках, які виникають у процесі стрибкоподібної деформації, досягає значного ступеня анізотропії та несучільності у вигляді мікротріщин. При цьому існує кореляція між показником пошкодження в зоні течії і величиною деформації. Отримано залежності величини стрибкоподібної деформації від механічних характеристик матеріалу, параметрів системи навантажування і швидкості деформування в максимально широкому діапазоні їх змінення. Залежності стрибкоподібної деформації від стартового напруження описані аналітично. Надано рекомендації з удосконалення стандарту на методи випробувань металів на розтяг.

Conclusions. The structural investigations have shown that the material in the neck, arising in the jump-like deformation, attains a significant anisotropy and nonuniformity in the form of microcracks. In this case, there is a correlation between the damage factor in the flow zone and jump-like deformation value. The dependences of the jump-like deformation value on the mechanical characteristics of the material, dynamic characteristics of the loading system and strain rate in a maximally wide range of their variation, were obtained. The dependencies of jump-like deformation on the starting stress are described analytically. Recommendations regarding improvement of the standard on tensile test methods for metals are developed.

Список використаної літератури

1. Пустовалов, В.В. Скачкообразная деформация металлов и сплавов при низких температурах (Обзор) [Текст] / В.В. Пустовалов // Физика низких температур. – 2008. – 34, № 9. – С.871 – 913.
2. Деформация и разрушение титана в интервале температур 293...4,2 К [Текст] / Е.В. Воробьев, Г.Н. Надеждин, Л.С. Новогрудский, Ю.Н. Петров, В.Л. Свечников // Физ.-хим. механика металлов. – 1986. – № 2. – С. 80 – 87.
3. Надеждин, Г.Н. Локальная неустойчивость пластической деформации и разрушение конструкционных металлов и сплавов [Текст] / Г.Н. Надеждин, В.Л. Свечников, Е.В. Воробьев. – Киев, 1986, 42 с. (Препр. / АН УССР. Ин-т проблем прочности).
4. Lebyodkin, M. Spatio-temporal dynamics of the Portevin-Le Chatelier effect: experiment and modeling [Text] / M. Lebyodkin, L. Dunin-Barkowski, Y. Brechet, Y. Estrin, L.P. Kubin // Acta Materialia. – 2000. – V. 48, No. 14. – P. 2529 – 2541.
5. Neelkantan, K. Instability associated with repeated yield drop [Text] / K. Neelkantan, G. Venkataraman // Acta metallurgica. – 1983. – V. 31, No. 1. – P. 77 – 85.
6. Burns, T.J. A simple criterion for the onset of discontinuous plastic deformations in metals at very low temperatures [Text] / T.J. Burns // Journal of the Mechanics and Physics of Solids. – 1994. – V. 42, No. 5. – P. 897 – 811.
7. Емалетдинов, А.К. Автоколебательные режимы пластической деформации металлов при гелиевых температурах [Текст] / А.К. Емалетдинов // Физика металлов и металловедение. – 2001. – 91, № 4. – С. 3 – 9.
8. Воробьев, Е.В. Моделирование процесса низкотемпературной скачкообразной деформации металлов [Текст] / Е.В. Воробьев, Т.В. Анпилогова // Проблемы прочности. – 2011. – № 1. – С. 109 – 121.
9. Vorob'ev, E.V. New types of limit states of structural alloys related to the realization of the low-temperature discontinuous yielding effect [Text] / E.V. Vorob'ev // Mechanica. – 2006. – No. 1(57). – P. 17 – 21.
10. Воробьев Е.В. Нестабильность деформации металлов при криогенных температурах и ее прикладные аспекты [Текст] / Е.В. Воробьев, В.А. Стрижало // Проблемы прочности. – 2011. – № 3. – С. 47-57.
11. Воробьев, Е.В. Влияние скорости деформирования на прочность и деформативность сплавов при температуре 4,2 К [Текст] / Е.В. Воробьев // Проблемы прочности. – 2000. – № 6. – С. 84 – 92.
12. Металлы. Метод испытания на растяжение при температурах от минус 100 до минус 269⁰ С: ГОСТ 22706-77. – [Введен 1979-01-01]. – М.: ИПК Издательство стандартов, 1977. – 18 с. – (Межгосударственный стандарт).

13. Metallic materials – Tensile testing in liquid helium: ISO 19819:2004 (E) – [First edition 01.08.2004]. – BSI: International Organization for Standardization. –P. 22. – (International Standard).
14. Воробьев, Е.В. О влиянии жесткости системы нагружения на сопротивление деформированию и разрушению образцов сплавов при глубоком охлаждении [Текст] / Е.В. Воробьев // Проблемы прочности. – 2001. – № 1. – С. 98 – 104.
15. Воробьев, Е.В. Особенности шейкообразования при низкотемпературной прерывистой текучести металлов. Сообщение 2. Плоская деформация [Текст] / Е.В. Воробьев // Проблемы прочности. – 2008. – № 4. – С. 61 – 68.
16. Стрижало, В.А. Влияние масштабного фактора на особенности деформирования конструкционных сплавов при статическом растяжении в условиях глубокого охлаждения (4,2 К) [Текст] / В.А. Стрижало, В.Ю. Бугаев, И.И. Медведь // Проблемы прочности. – 1990. – №5. – С. 61 – 66.

Отримано 15.08.2013