ОЦІНКА ТЕХНОЛОГІЧНОЇ ДЕФОРМІВНОСТІ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ ТИСКОМ З УРАХУВАННЯМ СХЕМ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ

Алієва Л. І., Огороднiков В. А., Грушко О. В.

Проведений аналіз феноменологічних критеріїв руйнування. Показано, що деформаційні критерії, засновані на скалярному накопиченні ушкоджень, дають однакові результати розрахунку граничних деформацій для випадків, коли показники напруженого стану залишаються постійними на протязі всього процесу деформування. У випадках, коли шляхи деформування є функціями, на величину граничних деформацій впливають перша і друга похідні від показників напруженого стану. Показано, що друга похідна від показника напруженого стану для сталей різних марок істотно впливає на величину коефіцієнта, що враховує історію деформування. Показано, що діаграма пластичності не є єдиною для різних напружених станів. На пластичність металів в умовах об'ємного напруженого стану впливає третій інваріант тензора напружень. Розроблено методику побудови діаграм пластичності в умовах об'ємного напруженого стану за допомогою відомих діаграм пластичності, побудованих в умовах лінійного і плоского напруженого стану.

Проведен анализ феноменологических критериев разрушения. Показано, что деформационные критерии, основанные на скалярном накоплении повреждений, дают одинаковые результаты расчета предельных деформаций для случаев, когда показатели напряженного состояния остаются постоянными на протяжении всего процесса деформирования. В случаях, когда пути деформирования являются функциями, на величину предельных деформаций влияют первая и вторая производные от показателей напряженного состояния. Показано, что вторая производная от показателя напряженного состояния для сталей различных марок существенно влияет на величину коэффициента, учитывающего историю деформирования. Показано, что диаграмма пластичности не является единой для различных напряженных состояний. На пластичность металлов в условиях объемного напряженного состояния влияет третий инвариант тензора напряжений. Разработана методика построения диаграмм пластичности в условиях объемного напряженного состояния с помощью известных диаграмм пластичности, построенных в условиях линейного и плоского напряженного состояния.

The analysis of phenomenological fracture criteria. It is shown that the deformation criteria based on the scalar damage accumulation, yield the same results of the calculation of limit strains for cases where the state of stress indicators remain constant throughout the deformation process. In cases where the deformation paths are functions on the maximum strain affect the first and second derivatives of the indicators of stress state. It is shown that the second derivative of the stress state index for various steel grades significantly affects the value of the coefficient that takes into account the history of deformation. It is shown that the diagram of plasticity is not the same for different states of stress. On the plasticity of metals in the bulk state of stress affects the third invariant of the stress tensor. The technique of charting plasticity in a volumetric stress state with known plasticity chart constructed in terms of linear and plane stress.

Алиева Л. И. канд. техн. наук, доц. каф. ОМД ДГМА
leyla-ukr@mail.ru

Огородников В. А. д-р техн. наук, проф. ВНТУ
va.ogorodnikov@mail.ru

Грушко А. В. д-р техн. наук, проф. ВНТУ
grushko@svitonline.com

ДГМА – Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск;
ВНТУ – Винницкий национальный технический университет, г. Винница.

УДК 621.7.011

Алієва Л. І., Огороднiков В. А., Грушко О. В.

ОЦІНКА ТЕХНОЛОГІЧНОЇ ДЕФОРМІВНОСТІ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ ТИСКОМ З УРАХУВАННЯМ СХЕМ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ

Обробка металів тиском (ОМТ) супроводжується великими пластичними деформаціями, які викликають значні незворотні переміщення частини матеріалів при відносно малих змінах напружень. У зв'язку з цим, використання для оцінки граничної формозміни критеріїв руйнування, в яких прийнято обмеження на напруження (гіпотетичні теорії міцності) не можуть застосовуватися в задачах обробки тиском.

Появі нових методів обробки тиском металів і матеріалів зі складною реологією передувала низка проблем: втрата стійкості пластичного деформування, руйнування металу в процесі його обробки, непомірний ріст зерна після холодної пластичної деформації і подальшої термообробки, критична пористість, що виникає в процесі деформації порошкових матеріалів [1, 2]. Ці і інші перераховані проблеми можуть бути вирішені за допомогою феноменологічної теорії деформівності, яка інтенсивно розвивається останнім часом і є по суті новим розділом прикладної теорії пластичності [3, 4]. Зазначена теорія базується на експериментальних даних про механічні властивості матеріалів. Однак до теперішнього часу оцінка пластичності металів при різноманітних напружених станах все ще є білою плямою в експериментальній механіці машин.

Застосування теорії деформівності для вирішення задач обробки металів тиском дозволяє дати відповідь не тільки на питання – яка гранична ступінь деформації оброблюваної заготовки. До цього завдання примикають ще дві практично важливі та пов'язані з ним задачі. Оцінка ступеня використання пластичності важлива також в тих випадках, коли після даної операції слідує термообробка, оскільки властивості матеріалу після термообробки знаходяться в залежності від ступеня використання запасу пластичності, отриманого на попередніх операціях. Як відомо, існує граничне значення ступеня використаного запасу пластичності, перевищення якого призводить до різкого погіршення механічних властивостей матеріалу.

Друге завдання полягає в оцінці залишкової пластичності отриманої деталі. Це необхідно для з'ясування можливості реалізації наступної операції, пов'язаної з пластичним деформуванням, а також отримання виробів з необхідними фізико-механічними властивостями.

Метою даної роботи є розвиток феноменологічної теорії деформівності і її застосування до процесів обробки металів тиском. В даній роботі будуть розглянуті різні критерії щодо їх застосування в процесах обробки металів тиском.

В роботі не розглядаються класичні критерії пластичності, що дозволяють оцінювати еквівалентні напруження, при яких настає пластичний стан, чи руйнація мало пластичних матеріалів при відносно невеликих пластичних деформаціях. Гіпотетичні критерії пластичності на етапі розвитку теорії деформації себе вичерпали. Феноменологічний підхід до оцінки граничної формозміни є багатообіцяючим і перспективним.

Критерії деформівності. Першим кроком у розвитку критеріїв з'явилися критерії Мора, Шлейхера – Надаї, Давиденкова – Фрідмана та ін. [1, 2]. В цих теоріях використовують уявлення про деякі поверхнях напружень, при досягненні яких в матеріалах порушується суцільність (настає руйнування) – це широко використовувані критерії опору матеріалів. У разі невеликих пластичних деформацій, для крихких матеріалів, такі теорії дають задовільні результати. Однак, при великих пластичних деформаціях, коли крива течії має дуже пологу форму, прогнозування настання граничного стану призведе до істотних похибок. В даний час ці теорії не використовуються для оцінки деформування в процесах обробки металів тиском.

У зв'язку з викладеним, критерії, в основі яких лежать обмеження, що накладаються на деформації, заслуговують більш пильну увагу для оцінки граничного стану при великих кінцевих деформаціях. До них відносяться критерії, представлені в роботах С. І. Губкіна, Г. А. Смірнова-Аляєва, В. Л. Колмогорова, В. А. Огороднікова, Г. Д. Деля, Ю. Г. Калпіна та ін. [2–5].

Для розрахунку використаного за операцію ресурсу пластичності в одноперехідних процесах обробки металів тиском в якості запобігання ушкоджень використовують деяку скалярну характеристику граничної деформації.

Найбільш простим критерієм, за допомогою якого оцінюють граничні деформації є критерій, запропонований Г. А. Смірновим-Аляєвим [2]:

$$e_i = \int_0^{t_0} \bar{\varepsilon}_i d\tau \le e_p(\eta), \tag{1}$$

який можна записати у вигляді:

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)} \le 1 \ , \tag{2}$$

де $e_p(\eta)$ – гранична деформація в момент появи перших тріщин, які виявляються візуально; ψ – використаний ресурс пластичності, який під час деформування без руйнування менше одиниці.

В критерії (1) величина e_p залежить від температури випробувань, швидкості деформацій і показника напруженого стану $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}$ (по В. А. Бабічкову), якому відповідає момент руйнування матеріалу. При оцінці величини e_p по Г. А. Смірнову-Аляєву нехтують впливом історії деформування; граничну деформацію, при якій відбувається руйнування, визначають лише показником η_1.

Критерій деформування В. Л. Колмогорова [3] отримано з використанням гіпотези про «пропорційну залежність між накопиченням пошкоджуваності та приросту деформації» у вигляді:

$$\psi = \int_0^{t_p} E(t-\tau) B(\tau) \frac{\dot{e}_u(\tau)}{e_p[(\eta(\tau))]} d\tau \le 1, \tag{3}$$

де $\dot{e}_u$ – інтенсивність швидкості деформацій; $B(\tau)$ – величина, що враховує швидкість розвитку тріщин і їх заліковування при холодному деформуванні;

$E(t-\tau)$ – коефіцієнт, що враховує заліковування дефектів при високих температурах і монотонно зменшується від 1 до 0 із збільшенням аргументу.

Практичне використання критерію, записаного у вигляді (3) утруднене, оскільки в літературі не наводяться дані про значення коефіцієнтів $E(\tau)$ і $B(\tau)$ при різних процесах пластичного деформування. Тому ці коефіцієнти зазвичай приймаються рівними одиниці:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \frac{d\,\bar{e}_u}{[e_p(\bar{e}_u)]} \le 1 \ , \tag{4}$$

При навантаженнях, близьких до простих, критерій (4) зводиться до критерію (2), якщо покласти в критерії (3) $B(\tau) = 1$; при $\eta_1 = const$. У загальному випадку за заданою функцією $e_i(\eta)$ і діаграмою пластичності можна встановити залежність $e_p(e_i)$ і, виконавши інтегру-

вання в (4), зробити оцінку деформування. В роботах В. А. Огороднікова [4] досліджено залежність граничної деформації від схеми напруженого стану, історії деформування і градієнта пластичних деформацій. Ним спільно із Г. Д. Делем запропоновано критерій деформування, який враховує нелінійне накопичення пошкоджень і різні шляхи навантажування металу:

$$\psi = \int_0^{e_u^*} \left(1 + a\,arctg\frac{d\eta}{d\bar{e}_u}\right) \frac{\bar{e}_u^{\,a\,arctg\frac{d\eta}{de_u}}}{\left[e_p(\bar{e}_u)\right]^{1+a\,arctg\frac{d\eta}{de_u}}} d\,\bar{e}_u \le 1, \qquad (5)$$

Застосування критерію (2) для процесів, в яких шлях деформування і швидкість зміни показника η $(d\eta / de_i)$ істотно змінюються, призводить до розбіжності розрахункових і експериментальних даних. Критерій (5) в даному випадку дає більш точні результати. Розбіжність результатів може досягати 62 % (наприклад, при ротаційному куванні валів [4]).

Що стосується зіставлення результатів розрахунку граничних деформацій за критеріями (3) і (4), то розбіжність залежить від кривизни траєкторії деформування $d\eta / de_i$. У разі якщо $d\eta / de_i > 4$, розрахунок за критерієм (5) дає результати більш близькі до експериментальних даних.

Останнім часом з'явилися роботи [5], в яких використані зазначені вище уявлення, однак гранична формозміна при цьому обмежується величиною накопиченої енергії при пластичній деформації матеріалу. Критерій деформування має вигляд:

$$\psi = \int_0^{e_i^*} \frac{\sigma_i de_i}{A_p(\eta)} \le 1, \qquad (6)$$

де ψ називають енергетичним ступенем використання запасу пластичності; $\sigma_i = Ce_i^{\,n}$ – інтенсивність напружень; С і n – константи кривої течії матеріалу; $A_p(\eta)$ - питома робота формозміни до моменту руйнування при постійному показнику напруженого стану, тобто по суті, енергетичний аналог діаграми пластичності.

Енергетичні критерії в певних випадках дають кращу збіжність розрахунку та експерименту [5, 6]. Вони можуть застосовуватися для оцінки граничного стану пористих матеріалів. Проте з їх допомогою неможливо передбачити ресурс пластичності матеріалу (для даної технологічної операції), відмінного від того, на якому проводилися експерименти, так як енергетичний шлях деформування залежить від властивостей матеріалу. При використанні енергетичних критеріїв виключається важлива властивість моделювання процесів для різних матеріалів.

Використання критерію (5) можливе в тих випадках, коли відома об'ємна діаграма пластичності в координатах $e_p(\eta;\chi)$. В таких випадках пропонується критерій у вигляді:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \left(1 + 0{,}2\,arctg\frac{d\eta}{de_u}\right) \frac{e_u^{\,0{,}2\,arctg\frac{d\eta}{de_u}}}{\left[e_p(\eta,\chi)\right]^{1+0{,}2\,arctg\frac{d\eta}{de_u}}} \le 1.$$

Для процесів обробки металів тиском, де реалізується об'ємний напружений стан пропонується критерій у вигляді:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \left(1 + 0{,}2\,arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)\right) \frac{e_u^{\,0{,}2\,arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)}}{\left[e_p\left(\eta(e_u), \chi(e_u)\right)\right]^{1+0{,}2\,arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)}} \le 1. \qquad (7)$$

В розглянутих вище критеріях передбачається, що накопичення ушкоджень в деформованому металі підлягає скалярному опису, однак, у випадку, коли розглядаються багатоперехідні операції ОМТ (навантаження не є однорідним, з розвантаженням, зміною напрямку

деформування, із проявом ефекту Баушінгера) відзначається розбіжність розрахункових і експериментальних даних. В цьому випадку слід застосовувати критерії руйнування, в яких в якості міри ушкоджень представлений тензор другого рангу, тобто в загальному випадку критерій руйнування повинен враховувати спрямований характер пошкоджень.

Таким чином, подальшим кроком у розвитку теорії деформування є представлення накопичення ушкодження у вигляді тензора другого рангу.

Цей напрямок для великих пластичних деформацій розвинули А. А. Ільюшин, Г. Д. Дель, В. М. Михалевич та ін. [7–11].

Ідеї врахування спрямованого характеру ушкоджень за допомогою тензора пошкоджень належать А. А. Ільюшіну. В подальшому Г. Д. Дель [7], виходячи з дослідних даних, знайшов конкретний вид підінтегральної функції тензора пошкоджень. Запропоновано тензорно-лінійну модель накопичення пошкоджуваності при холодному пластичному деформуванні тіл, які мають в початковому стані ізотропію граничних деформацій. В [7] приведений критерій деформування у вигляді:

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + \frac{2ae_u^*}{e_p}\right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p}. \tag{8}$$

Умова руйнування запишеться у вигляді:

$$\psi_{ij} \cdot \psi_{ij} = 1 \ , \tag{9}$$

де $\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_i}$ – направляючий тензор швидкостей деформацій, $a = const$. Постійна a підбирається так, щоб задовольнити умову (9).

В загальному вигляді тензор пошкоджень представлений у вигляді лінійного функціоналу, в припущенні, що при високотемпературному випробуванні зразків на пластичність, швидкість деформації є величиною відомою і може змінюватися по довільно попередньо заданому закону [8]:

$$\psi_{ij} = \int_0^t \Pi(t,\tau) \cdot \varepsilon_{ij}(\tau) d\tau \ , \tag{10}$$

де $0 \le \tau \le t$ – час; $\Pi(t,\tau)$ – функція пам'яті; $\varepsilon_{ij}(\tau)$ – тензор швидкостей деформацій. Функція пам'яті представлена у вигляді:

$$\Pi(t-\tau) = F_1 \cdot \exp\left[-\frac{n}{t-\tau}\right], \tag{11}$$

де F_1, n - константи, що залежать від температури та напруженого стану.

При простій деформації (розтяг, стиск, кручення і ін.) і постійній температурі накопичення пошкоджуваності описується рівнянням:

$$\psi_i(t) = \frac{n}{\varepsilon_i^{\,0}(1 - \exp(-n \cdot t_*^0))} \int_0^t \exp\left[-\frac{n}{t-\tau}\right] \cdot \varepsilon_i(\tau) d\tau \le 1, \tag{12}$$

де t_*^0 – час руйнування.

Міра пошкоджень, описувана тензорно-нелінійною моделлю представлена тензором-девіатором пошкоджень у вигляді:

$$\psi_{ij} = \int_0^t \exp\left[-\frac{n}{t-\tau}\right] \cdot \left\{(a-b) \cdot \beta(\tau) + b \cdot \left(\beta_{jk}(\tau) \cdot \beta_{kj}(\tau) - \frac{1}{3} \cdot \delta_{ij}\right)\right\} \varepsilon_i(\tau) d\tau \le 1, \tag{13}$$

де β_{jk}, β_{kj} – квадрат тензора b_{ij}; a, b – варійовані параметри моделі;

δ_{ij} – дельта Кронекера. $\delta_{ij} = \begin{cases} 1, \text{при i} = \text{j}, \\ 0, \text{при i} \neq \text{j}. \end{cases}$

Тензорне уявлення моделей накопичення пошкоджень являє собою перспективний напрямок у розвитку теорії деформівності і руйнування матеріалів, воно дає найбільш повний опис процесів і високу точність відповідності до реальної моделі, особливо у випадках немонотонного, складного деформування анізотропних матеріалів зі складною реологією. Однак при побудові моделей виникають значні труднощі у визначенні відповідних параметрів, проведенні необхідних експериментів, розрахунків і т. п. Крім того, це знижує практичну цінність описаних вище критеріїв.

В роботах [4, 9, 12] показано, що в багатьох випадках відмічено слабкий вплив властивостей матеріалу на шлях деформування частинок матеріалу в небезпечній області деформованих заготовок ($\eta = \eta(e_i)$). Цей висновок підтверджений експериментально для процесів осадки у осьовому і радіальному напрямках, поперечного видавлювання, холодної висадки, розкочування заготовок в торець, радіальної кування і ін. [4, 13–18]. Отже, для розрахунку граничних технологічних параметрів процесів обробки тиском, можна скористатися залежностями $\eta = \eta(e_i)$, знайденими на моделі з іншого матеріалу. Таким чином, допомогою деформаційних критеріїв можна оцінити граничну формозміну для різних матеріалів, достатньо вивчити напружено-деформований стан на модельному матеріалі [9].

Показники напруженого стану, що враховують його об'ємність.

У всіх наведених вище критеріях деформування в підінтегральні вирази входять експериментально визначувані функції $e_p(\eta, \chi, \mu_\sigma)$, аргументом яких є безрозмірні показники напруженого стану. Розглянемо деякі з них із позиції теорії напруженого стану.

В роботі [4] експериментально встановлено, що пластичність залежить в основному від схеми напруженого стану та закону його зміни в процесі пластичної деформації. Отже, пластичність залежить не тільки від рівня досягнутих деформацій, не тільки від схеми напруженого стану, але і від швидкості зміни показників напруженого стану.

Слідуючи термінології А. А. Іллюшина [11], при складному навантаженні однією з основних характеристик траєкторії навантажування є її кривизна. Процес навантажування в мікрооб'ємі суцільного середовища задається шістьма незалежними функціями часу $\sigma_{ij}(t)$, або п'ятьма девіаторними функціями $S_{ij}(t)$, так як $S_{ij} = 0$. Класична теорія пластичності побудована на цих уявленнях. Проте такий опис історії навантаження призводить до необхідності реалізації необмеженої кількості траєкторій. Крім того, при одних і тих же умовах формозміни траєкторії, навантажування будуть різними [13]. При цьому процес навантажування частинок матеріалу доводиться досліджувати в шестивимірному просторі, що викликає ряд труднощів методичного характеру, зростає трудомісткість і обсяг розрахунків, втрачається наочність.

У зв'язку з викладеним, враховуючи, що в сучасні феноменологічні критерії руйнування входять безрозмірні показники напруженого стану, розглянемо деякі з них.

Уявімо тензор напружень у вигляді [13]

$$\sigma_{ij} = \tau S_{ij}^0 + \sigma\delta_{ij}, \tag{14}$$

де $\sigma = \dfrac{\sigma_{ij}\delta_{ij}}{3}$ – гідростатичний тиск;

$S_{ij}^0 = \dfrac{S_{ij}}{\tau}$ – компоненти направляючого тензора;

S_{ij} – компоненти девіатора напружень;

τ – інтенсивність девіатора напружень $\tau^2 = S_1^2 + S_2^2 + S_3^2$.

Поділивши ліву і праву частину виразу (1) на σ_u - інтенсивність напружень, отримаємо:

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_u} = \sqrt{\frac{2}{3}} S_{ij}^0 + \frac{\eta}{3}\delta_{ij}. \tag{15}$$

Геометричний сенс показника η ілюструє рис. 1. Показник η означає нахил вектора ОМ до гідростатичної осі:

$$ctg\omega_p = \frac{OP}{OD} = \frac{\sqrt{3}\sigma}{\tau} = \frac{\eta}{\sqrt{2}}. \tag{16}$$

Положення OD в девіаторній площині визначається величиною кута виду напруженого стану ω_σ (рис. 2), який пов'язаний з параметром Лоде-Надаї співвідношенням:

$$\mu_\sigma = 2\frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 = -\sqrt{3}ctg\left(\omega_\sigma + \frac{4}{3}\pi\right). \tag{17}$$

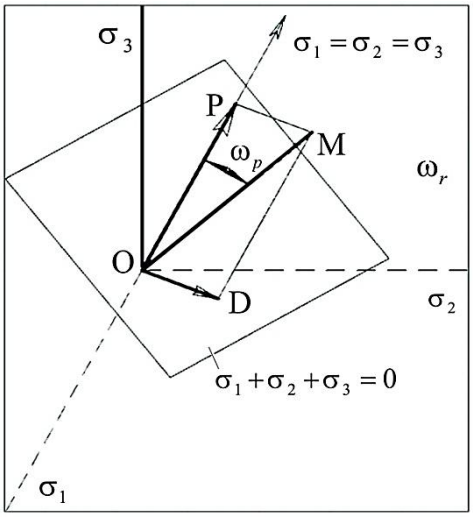


Рис. 1. Гідростатична вісь – ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) и девіатора площина – ($\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$)

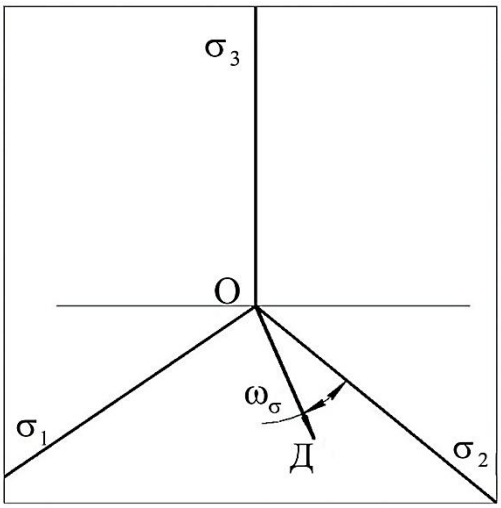


Рис. 2. Проекції координатних осей на девіаторну площину і кут ω_σ напруженого стану

В просторі головних напружень (15) має вигляд:

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_u} = \frac{1}{3}\left(\eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}\right), \quad \frac{\sigma_2}{\sigma_u} = \frac{1}{3}\left(\eta + \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}\right), \quad \frac{\sigma_3}{\sigma_u} = \frac{1}{3}\left(\eta - \frac{3 + \mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}\right). \tag{18}$$

Вплив історії деформування на пластичність.

З аналізу (5) випливає, що траєкторію навантажування можна задавати в тривимірному просторі з координатами e_u, η, μ_σ за допомогою кривої $\eta(e_u), \mu_\sigma(e_u)$.

Залежності $\eta(e_u), \mu_\sigma(e_u)$ названі нами «шляхи деформування», на відміну від терміна «траєкторії навантажування» в просторі напружень, траєкторії деформацій (в просторі деформацій).

З аналізу (5) випливає також, що при $\eta = const$ та $\mu_\sigma = const$ навантаження буде простим, а при $\eta = \eta(e_u), \mu_\sigma = \mu_\sigma(e_u)$ – складним.

У загальному випадку напруженого стану залежність пластичності від схеми напруженого стану можна задати поверхнею $e_p(\eta, \mu_\sigma)$.

Кривизну траєкторій шляху деформування будемо задавати:

$$F = \frac{d^2\eta}{de_u^{\,2}}. \tag{19}$$

Головною перевагою завдання траєкторій напруження в просторі безрозмірних показників напруженого стану η, μ_σ а також χ, введеним в роботі [4]:

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sigma_u} = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{I_2(D_\sigma)}}, \tag{20}$$

полягає в тому, що в цьому випадку вид траєкторії навантажування (шляхи деформування) однозначно визначається умовами формозміни, характерними для досліджуваного процесу і практично не залежить від механічних властивостей матеріалу. Це дозволяє моделювати процеси обробки тиском на модельних матеріалах, в цьому випадку необхідно використовувати криві зміцнення $\sigma_u = f(\varepsilon_u)$і діаграми пластичності $\varepsilon_p = f(\eta, \mu_\sigma, \chi)$ [9].

Як уже зазначено, будемо розраховувати процеси навантажування не в п'ятимірному просторі тензора деформацій, а в просторі безрозмірних показників напруженого стану, при цьому перша похідна від показників напруженого стану характеризує швидкість накопичення ушкоджень $\left(\frac{d\eta}{de_u}, \frac{d\chi}{de_u}, \frac{d\mu_\sigma}{de_u}\right)$, а друга похідна від показників $\left(\frac{d^2\eta}{de_u^2}, \frac{d^2\chi}{de_u^2}, \frac{d^2\mu_\sigma}{de_u^2}\right)$ – характеризує кривизну шляху деформування. Проаналізуємо експериментальні дані, отримані в роботі [4] шляхом випробування циліндричних зразків з різних матеріалів в умовах спільного крутіння і розтягування за різними програмами деформування. Розглянуто шляхи деформування для випадків $\frac{d\eta}{de_u} \geq 0$, кривизна траєкторії $\frac{d^2\eta}{d^2 e_u} = 0$, а $\frac{d\eta}{de_u}$ знаходиться в межах: у разі $\frac{d\eta}{de_u} \geq 0$ значення $\frac{d\eta}{de_u} = 0{,}07 \div 25$, в разі $\frac{d\eta}{de_u} \leq 0$ значення $\frac{d\eta}{de_u} = (-0{,}2) \div (-0{,}9)$.

Зіставимо результати розрахунку за критеріями (2), (4), (5) з експериментальними даними. Шлях деформування представлений на рис. 3 у вигляді прямих, похилих до осі деформацій. При цьому кривизна траєкторії деформацій $F = \frac{d^2\eta}{de_u^2} = 0$, а рівняння шляху деформування має вигляд $\eta = Be_u$, де B = 0, 4,0; 1,25; 1,4; 2,0; 2,86; 5,0.

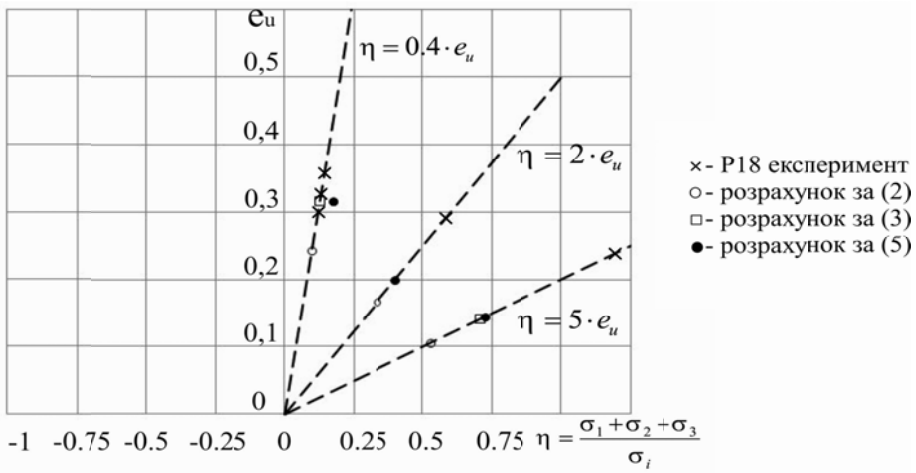


Рис. 3. Шляхи деформування частинок сталі Р18 при крученні разом з розтягом [4]

Задавшись значенням використаного ресурсу пластичності $\Psi = 1$, визначали верхню межу інтегралу e_u^* в критеріях (3) і (4). В критерії (1) $\varepsilon_p(\eta)$ визначали в місці перетину шляху деформування з діаграмою пластичності. Результати розрахунку представлені на рис. 4, на якому відображена залежність коефіцієнта впливу історії деформування $w = \dfrac{e_p(\eta)}{e_p(\eta = const)}$ від швидкості зміни показника напруженого стану $\dfrac{d\eta}{de_u}$. На рис. 4 розрахунок *w* (відношення фактичної деформації до розрахункової) за критерієм (2) позначений 1; розрахунок *w* за критерієм (4) позначений 2; розрахунок *w* за критерієм (5) позначений 3.

На рис. 5 відображена залежність коефіцієнта *w* від кривизни шляху деформування.

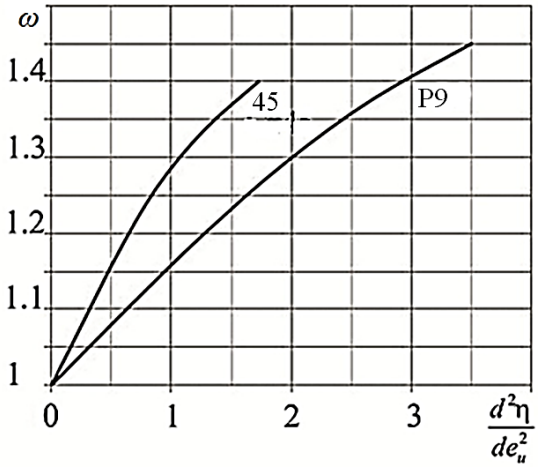


Рис. 4. Залежність коефіцієнта впливу історії деформування *w* від швидкості зміни показника напруженого стану $\dfrac{d\eta}{de_u}$ (Р18)

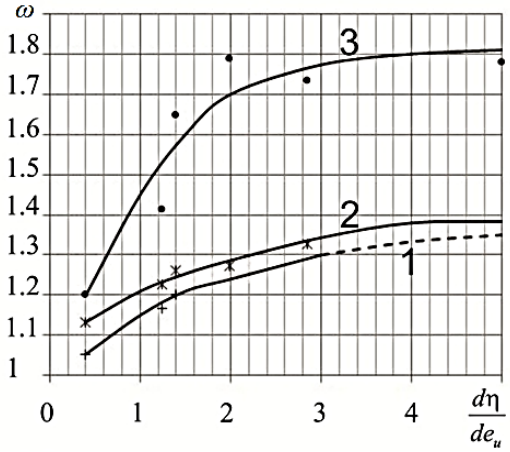


Рис. 5. Залежність коефіцієнта впливу історії деформування *w* від кривизни шляху деформування $\dfrac{d^2\eta}{d^2e_u}$ (Р18)

З рис. 5 випливає, що друга похідна від шляху деформування впливає на пластичність. Якщо $F > 1{,}0$, коефіцієнт впливу історії деформування істотно зростає. Так, для сталей 45 і Р9 коефіцієнт *w* досягає величини 1,4. При цьому для сталі 45 цей вплив виявляється істотним при невеликих змінах кривизни шляху деформування, для сталі Р9 максимальне значення коефіцієнта *w* досягнуто при $F = 5{,}0$.

Коефіцієнт *w*, введений в роботі [4], враховує вплив історії деформування на величину граничної деформації. Його величина:

$$w = \frac{e_p(h)}{e_p(h = const)} \tag{21}$$

отримана в результаті розрахунку граничних деформацій за критеріями (2), (4) і (5), віднесених до граничної деформації, знайденої перетинанням діаграми пластичності з шляхом деформування. Крива 3 на рис. 4 побудована в координатах $w = f\left(\dfrac{d\eta}{de_u}\right)$, де коефіцієнт *w* дорівнює відношенню експериментально визначеної деформації руйнування до граничної деформації, отриманої перетином діаграми пластичності з шляхом деформування. Як випливає з отриманих результатів, з ростом похідної від показника η зростає коефіцієнт впливу історії деформування на пластичність.

Для шляху деформування частинок матеріалу $\eta = 5e_u$ результати розрахунку за критеріями (2, (4), і (5) показали: e_p=0,1 за критерієм (2, e_p = 0,2625 за критерієм (4), e_p = 0,244 за критерієм (5). Фактична величина деформації в момент руйнування склала e_p = 0,2325. Відхилення результатів розрахунку за критеріями (2), (4) і (5) і експерименту відповідно склало 57 %, 12,9 % і 4,8 %.

Таким чином, розглядаючи технологічні процеси обробки металів тиском, в яких частинки металу піддаються складного навантаженню, при якому $\frac{d\eta}{de_u} \geq 5$, найбільш достовірні результати дає розрахунок за критерієм (5).

Результати, викладеного вище аналізу експериментальних даних, вказують на помітний вплив швидкості зміни показника напруженого стану в вигляді параметра $\frac{d\ \eta}{de_u}$. Якщо $\frac{d\ \eta}{de_u}$ зростає, відповідно зростає вплив історії деформування на величину граничних деформацій (e_p вище в порівнянні з величиною e_p визначеною за діаграмою пластичності). У разі зміни знаку похідної $\frac{d\ \eta}{de_u} = 0$ пластичність зменшується (в порівнянні з величиною e_p визначеною за діаграмою пластичності). Зауважимо, однак, що функція $\eta = \eta(e_u)$ включає в себе змінність двох параметрів – показника η і кривизну траєкторії деформації $F = 1/\rho$. З тим, щоб виділити вплив кожного параметра, в роботі [4] отримані залежності кривизни траєкторії деформацій T від осьової деформації e_z для зразків, що деформуються в умовах складної деформації $\eta = 2{,}86 \cdot e_u$, $\eta = \sqrt{e_u}$, $\eta = e_u^{\,2}$, $\eta = 1{,}4 \cdot e_u$.

При зазначених траєкторіях кривизни, траєкторія деформації змінюється від $F = 8{,}0$ до $F = 0{,}5$ Величина граничних деформацій (рис. 6) слабо залежить від кривизни F траєкторії деформацій.

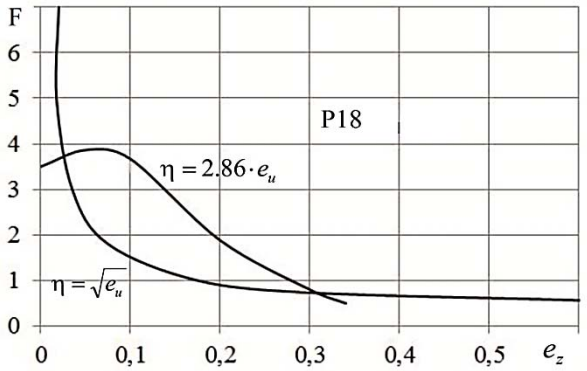


Рис. 6. Залежність кривизни траєкторії деформацій F від осьової деформації e_z циліндричних зразків, що піддаються крученню разом із розтягом [13]

Пластичність металів при об'ємному напруженому стані.

Як було показано в роботі [4] в разі вивчення деформування заготовок в процесах обробки металів тиском, що супроводжуються об'ємною схемою напруженого стану діаграми пластичності, побудовані в умовах лінійного або плоского напруженого стану не відображають закономірності накопичення ушкоджень в умовах об'ємного напруженого стану, коли $I_3(T_\sigma) \neq 0$. В результаті введено показник напруженого стану, що відображає вплив третього інваріанта тензора або девіатора напружень (7):

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{\mathrm{I}_3(\mathrm{T}\sigma)}}{\sqrt{3\mathrm{I}_2(\mathrm{D}\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_i}$$

або

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{\mathrm{I}_3(D\sigma)}}{\sqrt{3\mathrm{I}_2(D\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{S_1S_2S_3}}{\sigma_i},$$

де $S_1 = \sigma_1 - \sigma$, $S_2 = \sigma_2 - \sigma$, $S_3 = \sigma_3 - \sigma$ – головні девіатори тензора напружень,

$\sigma = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3}$ – середнє напруження.

Діаграми пластичності в координатах $e_p(\eta, \chi)$ передбачають руйнування лише зрізом або відривом.

В роботі [10] пропонується в разі вивчення процесів, при яких реалізується механізм руйнування зрізом представляти діаграми пластичності у вигляді функцій, в якій параметр виду напруженого стану:

$$\theta = \frac{1 - \mathrm{k}\eta}{\omega}, \tag{22}$$

де

$$\omega = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_i}. \tag{23}$$

У формулі (6) – k – параметр матеріалу, який визначається експериментально. Для сталей різних марок його можна прийняти рівним k = 0,05, для алюмінієвих сплавів k = 0,1 [10]. У разі розтягу θ = 1,8, зсуву θ = $\sqrt{3}$, одновісного стиску θ = 2,2, двовісного стиску θ = 2,4, двовісного розтягу θ = 1,6.

При вивченні процесів обробки тиском, в яких спостерігається механізм руйнування відривом, коли площина руйнування близька до площини, на якій діють максимальні нормальні напруження в роботі [10] запропоновано діаграми пластичності представляти у вигляді єдиної для різних напружених станів функції $\varepsilon_{\mathrm{p}} = \mathrm{f}(\beta)$ де:

$$\beta = \frac{1 - \mathrm{s}\eta}{\nu}, \tag{24}$$

$$\nu = \frac{\sigma_1}{\sigma_i}. \tag{25}$$

Тут σ_1 – найбільше з головних напружень $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$,

s – параметр матеріалу.

У разі розтягу $\sigma_{\mathrm{i}} = \sigma_1$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, $\beta = \frac{[1 - \mathrm{s}(1)]\sigma_{\mathrm{i}}}{\sigma_{\mathrm{i}}} = 1 - \mathrm{s} = 0{,}95$.

При зсуві $\sigma_1 = \tau$, $\sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\tau$, $\beta = \sqrt{3}$, $\sigma_{\mathrm{i}} = \sqrt{3}\tau$.

При стиску $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\sigma$, $\beta = \frac{[1 - \mathrm{s}(-1)]\sigma_{\mathrm{i}}}{0} = \infty$.

Показник напруженого стану χ = 0 в умовах розтягу, стиску і кручення. Зауважимо, що введення показника β пов'язано з «аномальним» підвищенням пластичності в умовах одновісного і двовісного розтягу [14]. При побудові діаграм пластичності сталі 20 отримано такі значення граничних деформацій. В умовах розтягу $\varepsilon_p(\eta = 1) = 0{,}6$, в умовах плоскої деформації $\varepsilon_p(\eta = 1{,}73) = 0{,}4$, в умовах двовісного розтягу $\varepsilon_p(\eta = 2) = 0{,}66$ (рис. 7).

Такі результати суперечать концепції – з жорсткістю схеми напруженого стану пластичність повинна зменшуватися. Г. Д. Дель пропонує зазначене протиріччя усунути введенням показника β (24). В цьому випадку отримуємо криву, показану на рис. 8. Із зростанням параметра β гранична деформація монотонно зростає.

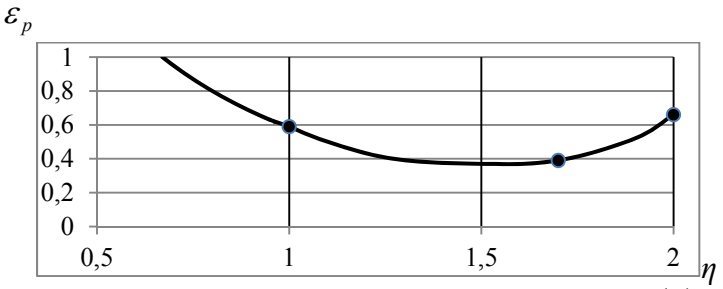


Рис. 7. Діаграма пластичності сталі 20 в координатах $\varepsilon_p = f(\eta)$

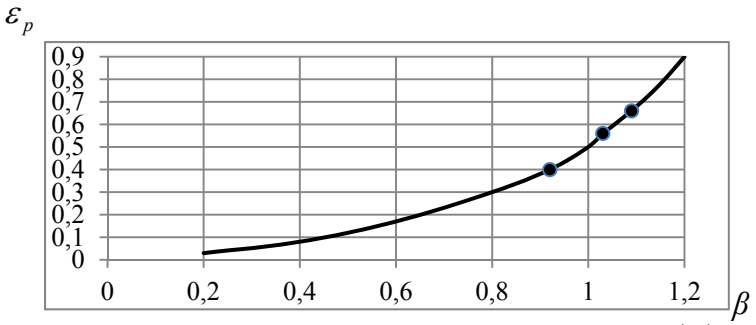


Рис. 8. Діаграма пластичності сталі 20 в координатах $\varepsilon_p = f(\beta)$

Недоліком даного підходу є залежність показника β від властивостей матеріалу, величину *s* у формулі (24) необхідно визначати шляхом експерименту.

«Аномальне» зростання пластичності з ростом показника можна пояснити, по-перше, проявом двох механізмів руйнування при розтягуванні зразків з матеріалів схильних до локального потоплення – механізмом відриву в центрі зразка і механізмом зрізу поблизу периферії. Крім того, зростання пластичності може бути пов'язана також із впливом третього інваріанта тензора напружень на пластичність. В роботах [4, 15–18] представлені експериментальні дані, отримані випробуванням матеріалів (сталей Р12, Р18, Р9, 40Х, 45, Р6М5, дюралюмінію) в камері високого тиску. Максимальний тиск, який забезпечувала випробувальна машина склав 3 000 МПа. Експерименти проводили на зразках, що піддаються крученню спільно з розтягуванням при гідростатичному тиску (P + M + q). При цьому реалізували програми деформування, які забезпечують сталість показника напруженого стану $\eta = const$, при цьому зв'язок між гідростатичним тиском q і кутом закручування φ повинна відповідати рівнянню:

$$q = \sigma_i \frac{1-\eta B}{3B}, \tag{26}$$

де

$$B = \sqrt{1+\frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2 z}}, \tag{27}$$

$z = \dfrac{\Delta l}{a_0}$ – параметр подовження,

t – крок гвинтової нарізки гвинта – гайки. Осьове переміщення забезпечується обертанням гвинта на кут φ.

$$dl_z = \frac{dl}{l} = \frac{dz}{z} = \frac{\frac{t}{2\pi l_0} d\phi}{1 + \frac{t}{2\pi l_0}\phi}, \tag{28}$$

де $z = z_0 + \frac{\phi t}{2\pi}$. В дослідах P + q, $\frac{dl_z}{dl_i} = 1$:

$$q = \frac{\sigma_i}{3}(1-\eta). \tag{29}$$

У разі дослідів M + q:

$$q = -\frac{\sigma_i}{3}\eta. \tag{30}$$

Накопичена інтенсивність деформацій:

$$\bar{\varepsilon}_i = \int \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2 z}} \frac{dz}{z}, \tag{31}$$

або після інтегрування:

$$\bar{\varepsilon}_i = -2B - \ln\left|\frac{1+B}{1-B}\right| + A, \tag{32}$$

де

$$A = 2\sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{t^2}} - \ln \frac{1 + \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{3t^2}}}{1 - \sqrt{1 + \frac{r_0^2 4\pi^2}{t^2}}}. \tag{33}$$

На рис. 9–10 показані експериментальні, дані отримані випробуванням дюралюмінію і сталі Р18 за програмами $\eta = const$, $\eta = -0{,}5$, $\eta = -0{,}25$ (дюралюміній) і $\eta = -1$, $\eta = -0{,}75$, $\eta = -0{,}5$ для сталі Р18.

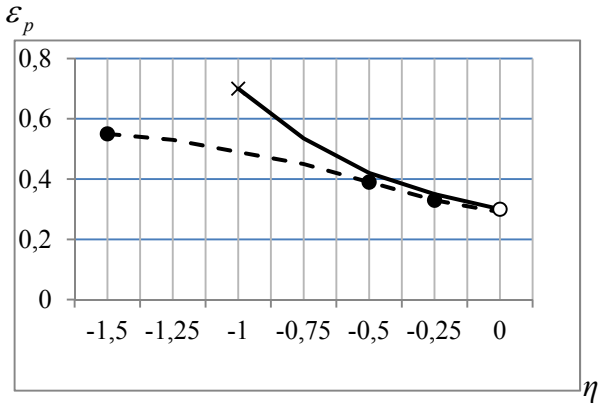


Рис. 9. Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність дюралюмінію

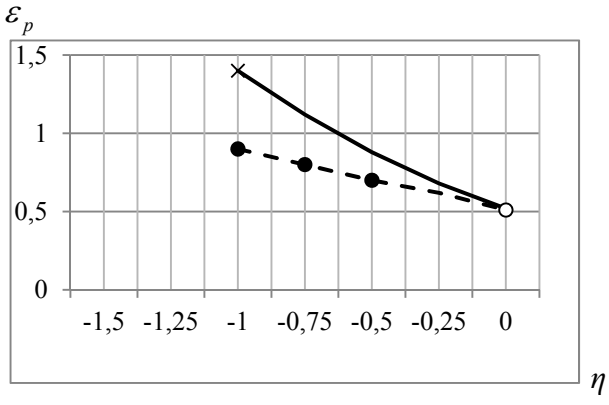
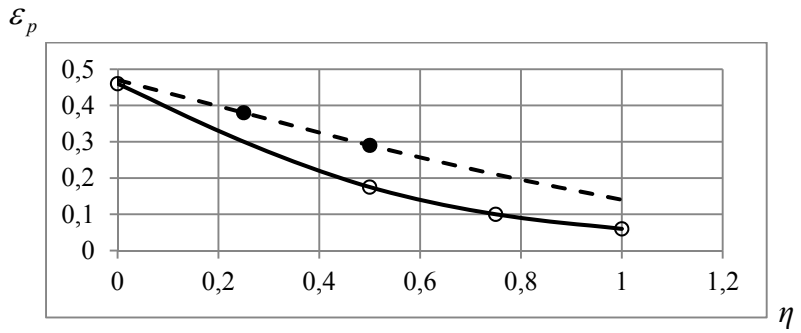


Рис. 10. Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність сталі Р18

● - руйнування при $I_3(T_\sigma) \neq 0$,о - кручення, х – осадка, ---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$

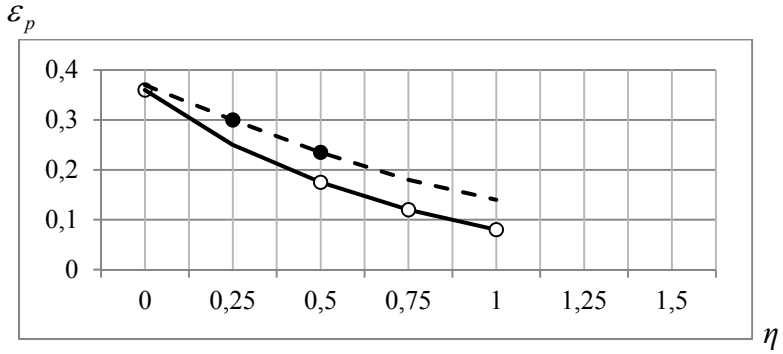
Зіставлення діаграм пластичності, побудованих в умовах плоского та лінійного напружених станів дозволило зробити висновок про те, що третій інваріант тензора напружень пригнічує пластичність в області $0 \geq \eta \geq -2$.Таким чином діаграма пластичності не є єдиною

для різних напружених станів. Зі зменшенням показника η в області $0 \geq \eta \geq -1$ розбіжність між $\varepsilon_p(\mathrm{I}_3(\mathrm{T}\sigma)) = 0$ і $\varepsilon_p(\mathrm{I}_3(\mathrm{T}\sigma)) \neq 0$ зростає. Подібні експерименти проведені також в камері високого тиску на сталях 45, Р6М5 і Р18. Дослідами М + q, Р + М + q ($1 \geq \eta \geq 0$), показали, що в області зміни показника $1 \geq \eta \geq 0$ пластичність вище за наявності третього інваріанта тензора напружень. На рис. 11–13 зіставлені діаграми пластичності, побудовані при лінійному і плоскому напруженому станах з діаграмою, отриманої в умовах $\eta = const$ ($\mathrm{I}_3(\mathrm{T}\sigma) \neq 0$).



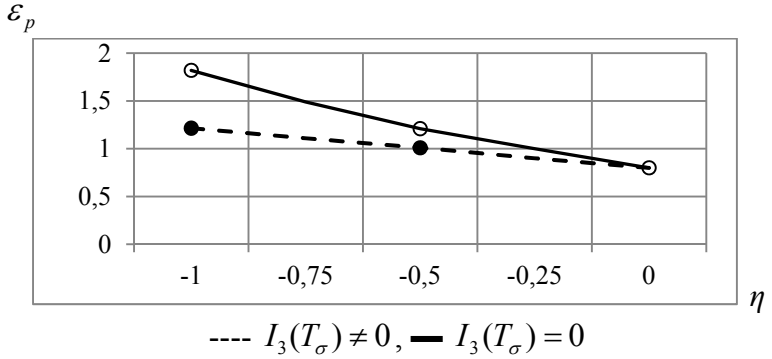
---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$, — $I_3(T_\sigma) = 0$

Рис. 11. Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність (сталь Р18)



---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$, — $I_3(T_\sigma) = 0$

Рис. 12. Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність (сталь Р6М5)



---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$, — $I_3(T_\sigma) = 0$

Рис. 13. Вплив $I_3(T_\sigma)$ на пластичність (сталь 45)

Вид функції f (η) можна описати поліномом виду:

$$f(\eta) = A\eta^2 + B\eta + C, \qquad (36)$$

де А, В, С – коефіцієнти апроксимуючого полінома. Значення функції $f(\eta)$ визначимо з виразу:

$$f(\eta)=\frac{\lambda-\eta}{\eta\chi}. \tag{37}$$

Коефіцієнти А, В, С апроксимуючого полінома виявилися рівними: А = -4,1; В = -6,51; С = -6,51 для сталі 40Х і А = -3,1, В = -5,89, С = -6,44 для сталі 45. Таким чином, за допомогою діаграм пластичності $\varepsilon_p=\varepsilon_p(\eta)$ із залученням формули (35) можна оцінити поправку пов'язану з впливом $I_3(T\sigma)$ на величину ε_p. Граничну деформацію в разі вивчення процесів об'ємного деформування можна визначити по різниці показників $(\eta-\lambda)$. Розглянемо методику побудови діаграм пластичності в області $0\le\eta\le 2$, котра враховує вплив третього інваріанта тензора напружень. Аномальне підвищення пластичності при розтягуванні пластичних сталей, що утворюють «шийку» пов'язано в тому числі з впливом третього інваріанта тензора напружень. У точці А розтягуваного зразка за Бріджменом (рис. 14):

$$\sigma_1=\sigma_i\left[1+\ln\left(1+\frac{d_ш}{4R}\right)\right], \tag{38}$$

$$\sigma_2=\sigma_3=\sigma_r=\sigma_\phi=\sigma_i\ln\left(1+\frac{d_ш}{4R}\right). \tag{39}$$

показник

$$\eta=1+3\ln\left(1+\frac{d_ш}{4R}\right), \tag{40}$$

$$\sigma_i=\frac{4P}{\pi d_ш^2\left(1+\frac{d_ш}{8R}\right)}. \tag{41}$$

В формулах (38–41) R визначаємо за допомогою співвідношення [12]:

$$R=\frac{l^2+4h^2}{8h}. \tag{42}$$

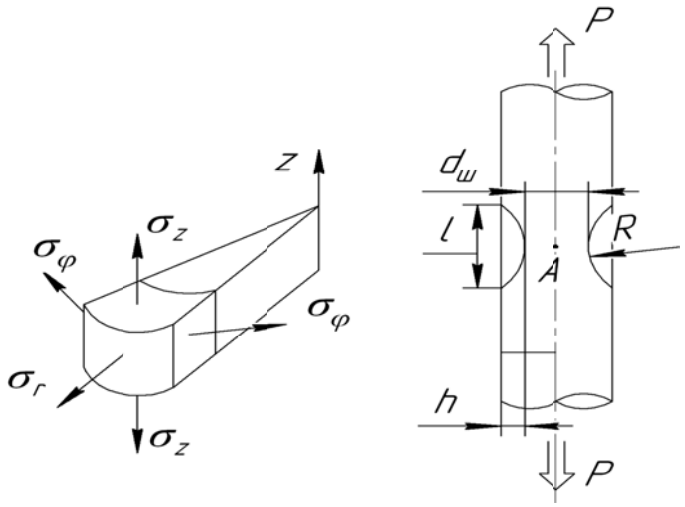
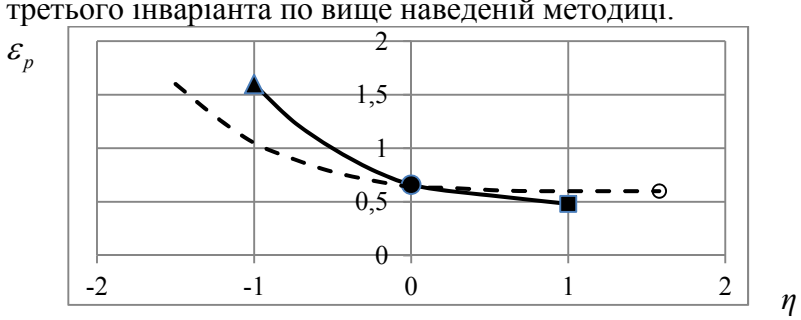


Рис. 14. Ескіз циліндричного зразка при розтягу після появи «шийки»

На рис. 15 показана діаграма пластичності, побудована з урахуванням третього інваріанта тензора напружень. Зауважимо, що точки відображають значення граничних деформацій

при розтягуванні та збігаються з граничними деформаціями отриманими розрахунковим шляхом з урахуванням третього інваріанта по вище наведеній методиці.



---- $I_3(T_\sigma) \neq 0$, ▬ $I_3(T_\sigma) = 0$. ■ – розтяг (η = 1), ▲ – стиск (η = -1),● – кручення (η = 0)

Рис. 15. Діаграма пластичності сталі 20

Оцінювання деформівності в процесі радіального обтиснення.

Розглянемо приклад розрахунку використаного ресурсу пластичності в процесі радіального обтиснення. В процесі радіального обтиснення метал знаходиться в умовах об'ємного напруженого стану. Сутність процесу полягає в деформуванні заготовки конічними штампами, що забезпечують всебічне пульсуюче прикладання тисків. Завдяки сприятливій схемі напруженого стану можливо обробляти заготовки з малопластичних важкодеформівних металів і сплавів. Проте за певних умов деформування заготовок з малопластичних матеріалів часто утворюються тріщини.

Експериментально-розрахунковим методом твердості, в роботах [15, 16] отримані шляхи деформування $\eta = f(e_u)$ частинок матеріалу заготовок в небезпечній області, для різних обтиснень $\delta = \dfrac{d_0 - d}{d_0} = 0{,}135$, $\delta = 0{,}24$, $\delta = 0{,}305$, $\delta = 0{,}37$ (d_0, d – діаметр прутка до і після деформування, d_0 = 20 мм).

На рис. 16 показано шляхи деформування $\eta = f(e_u)$, які апроксимовані виразом:

$$\eta = a \cdot e_u^{\,2} + в \cdot e_u + c \ , \qquad (43)$$

де *а, в, с* – коефіцієнти апроксимації.

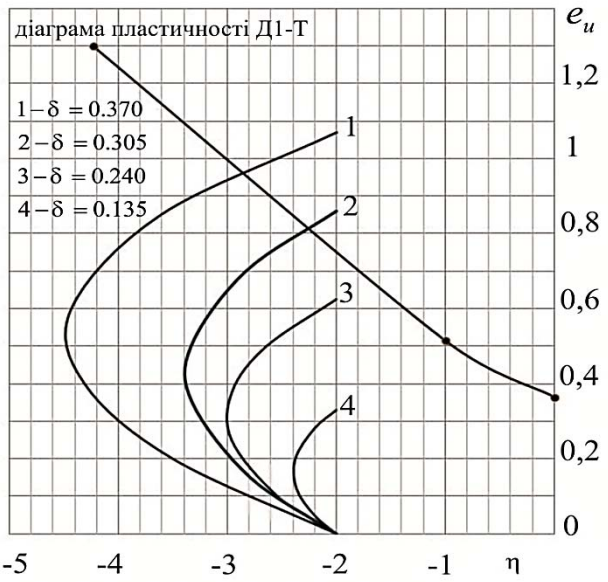


Рис. 16. Шляхи деформуваня частинок дюралюмінію Д1-Т вздовж вісі симетрії заготовок при ротаційному куванні (1, 2, 3, 4 – шляхи деформування при різному обтисненні)

Таблиця 1

Результати розрахунку використаного ресурсу пластичності ψ в залежності від обтиснення

Матеріал	Обтиснення δ	Ресурс ψ	Розрахункове значення ψ			
			Розрахунок за (2)	Δ%	Розрахунок за (7)	Δ%
Дюралюміній Д1-Т	0,135	0,515			0,313	
	0,240	0,940			0,613	
	0,30	1,273			0,805	
	0,37	1,00 (тріщина в центрі заготовки)	1,621	62	0,981	1,6

Використаний ресурс пластичності ψ розраховували за критеріями деформування (2), (4), (7). Аналіз результатів розрахунку величини ψ по критеріям (4) і (7) показав, що історія деформування при радіальному обтисненні значно впливає на граничну деформацію. У табл. 1 наведені результати розрахунку використаного ресурсу пластичності ψ залежно від обтиснення.

При обтисненні $\delta = 0{,}37$ у заготовки травленням поперечного шліфа виявлена тріщина, що підтверджено розрахунком ψ за критерієм (5).

ВИСНОВКИ

1. Аналіз феноменологічних критеріїв руйнування показав, що критерії, засновані на скалярному накопиченні ушкоджень дають однакові результати розрахунку граничних деформацій для випадків, коли показники напруженого стану залишаються постійними на протязі всього процесу деформування.

2. У тих випадках, коли шляхи деформування є функціями, на величину граничних деформацій впливають перша і друга похідні від показників напруженого стану. При цьому, якщо $\frac{d\eta}{de_u} > 2$ коефіцієнт впливу історії деформування на пластичність досягає максимального значення. Друга похідна від показника напруженого стану для сталей різних марок робить істотний вплив на величину коефіцієнта, що враховує історію деформування. Максимальне значення цей коефіцієнт досягає при $\frac{d\eta}{de_u} > 5$.

3. При значеннях першої та другої похідної від шляху деформування $\frac{d\eta}{de_u} > 5$ гранична до руйнування деформація відрізняється від розрахункової за різними критеріями. Максимальне відхилення результатів розрахунку і експерименту дає критерій (2) – 57 %. Критерій (4) дає відхилення до 20 %, мінімальне відхилення результатів розрахунку і експерименту дають критерії (5) та (7).

4. Показано, що діаграма пластичності в координатах $e_p = f(\eta)$ не є єдиною для різних напружених станів. На пластичність металів в умовах об'ємного напруженого стану впливає третій інваріант тензора напружень.

5. «Аномальне» підвищення пластичності в умовах розтягування зразків з матеріалів утворюючих «шийку» пов'язане з впливом об'ємної схеми напруженого стану.

6. Розроблено методику побудови діаграм пластичності в умовах об'ємного напруженого стану за допомогою відомих діаграм пластичності, побудованих в умовах лінійного і плоского напруженого стану.

СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Губкин С. И. Диаграмма схем механических состояний / С. И. Губкин. – Изв. АН СССР. ОТН. – 1950. – № 8. – С. 1165–1182.

2. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов / Г. А. Смирнов-Аляев. – Л. : Машиностроение, 1978. – 368 с.

3. Колмогоров В. Л. Напряжения. Деформации. Разрушение / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1970. – 229 с.

4. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – Головне вид-во «Вища школа», 1983. – 175 с.

5. Калпин Ю. Г. Оценка деформационной способности металлов в процессах холодной объемной штамповки / Ю. Г. Калпин, Ю. К. Филиппов, Н. Н. Беззубов // Технология, организация и экономика машиностроительного производства. – М. – 1988. – вып. 10. – С. 1–16.

6. Алиева Л. И. Оценка предельного формоизменения при радиальном выдавливании с использованием энергетического критерия / Л. И. Алиева // Известия Тульского государственного университета, Серия «Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением», Выпуск 1. – 2006. – С. 199–206.

7. Дель Г. Д. Пластичность деформированного металла / Г. Д. Дель // Физика и техника высоких давлений. – 1983. – Вып. II. – С. 28–32.

8. Михалевич В. М. Модели накопления повреждений для тел с начальной и деформационной анизотропией / В. М. Михалевич // Изв. АН СССР Металлы. – 1993. – № 5. – С. 68–72.

9. Огородников В. А. Моделирование процессов обработки давлением на основе гипотезы о силовом и кинематическом подобии параметров деформирования / В. А. Огородников, А. В. Грушко, И. А. Деревенько // Обработка металлов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА. – 2012. – № 4 (34). – С. 46–52. – ISSN 2076–2151.

10. Dell, H.; Gese, H.; Kepler, L.; Werner, H. and Hooputra, H.: Continuos Failure Prediction Model for Nonlinear Load Paths in Successive Stamping and Crash Processes, SAE – Paper 2001 – 01 - 1131, New Sheet Steel Produkts and Steet M.etal Stamping (SP – 1614), SAE 2001 world Congress, Michigan, march 5 – 8, 2001, pp. 113–122.

11. Ильюшин А. А. Об одной теории длительной пластичности / А. А. Ильюшин // Изв.АН СССР. Механика твердого тела. – 1967. – № 3. – С. 21–35.

12. Огородников В. А. Карты материалов в процессах обработки материалов давлением / В. А. Огородников, И. А. Деревенько, М. И. Побережный // Вісник Національного технічного університету України «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2011. – № 62. – С. 88–91. – ISSN 0372–6053.

13. Огородников В. А. Пластичность мелаллов при объемном напряженном состоянии / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // Вісник Національного технічного університету України «КПІ». Серія «Машинобудування». – 2012. – № 64. – С. 201–207. – ISSN 0372–6053.

14. Параметры модели, формирующей карту материала в процессах обработки давлением / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, В. М. Кожушаный, И. А. Деревенько // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 1 (26). – С. 91–98.

15. Алиева Л. И. Влияние гидростатического давления и истории его изменения на пластичность в задачах обработки металлов давлением / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Изв. тульського государственного университета. Технические науки. Вып. 10, ч. 1. – Тула : Изд-во ТулГУ. – 2014. – Вып. 10, ч. 1. – С. 118–128.

16. Огородников В. А. Выбор критериев деформируемости при оценке использованного ресурса пластичности в процессах обработки металлов давлением / В. А. Огородников, А. В. Грушко, А. В. Гуцалюк // Вісник Національного технічного університету «ХПІ» : зб. наук. пр. Серія : Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії – Харків : НТУ «ХПІ». – 2014. – № 43 (1086). – С. 127–136.

17. Огородников В. А. Параметры напряженного состояния диаграмм пластичности / В. А. Огородников, Л. И. Алиева, И. А. Деревенько // Обработка материалов давлением: сборник научных трудов. – Краматорск : ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 10–18.

18. Алиева Л. И. Феноменологические критерии разрушения и их применение в задачах технологической механики / Л. И. Алиева, В. А. Огородников // Прогрессивные методы и технологическое оснащение процессов обработки метал лов давлением : материалы международной научно-технической конференции, посвященной 80-летию кафедры Е4 «Высокоэнергетические устройства автоматических систем» БГТУ «ВОЕНМЕХ» 14–17 октября 2014 года. – СПб : Балт. гос. техн.. ун-т, 2014. – С. 33–39.

Стаття надійшла до редакції 10.03.2015 р.