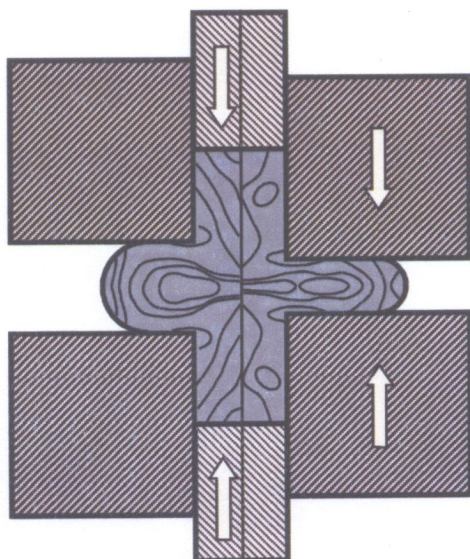


621.77  
с34

Р. І. Сивак, В. А. Огородніков

# ХОЛОДНЕ КОМБІНОВАНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ



Міністерство освіти і науки, молоді та спорту України  
Вінницький національний технічний університет

**Р. І. Сивак, В. А. Огородніков**

# **ХОЛОДНЕ КОМБІНОВАНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ**

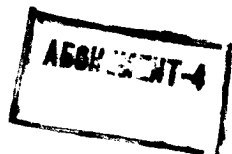
Монографія

НТБ ВНТУ



451139

Вінниця  
ВНТУ  
2011



УДК 621.77  
ББК 34.5  
С34

Рекомендовано до друку Вченою радою Вінницького національного технічного університету Міністерства освіти і науки України (протокол № 11 від 24.06.2010 р.)

Рецензенти:

**І. С. Алієв**, доктор технічних наук, професор

**В. А. Тітов**, доктор технічних наук, професор

451139

**Сивак, Р. І.**

С34 Холодне комбіноване видавлювання: монографія / Р. І. Сивак, В. А. Огородніков. – Вінниця: ВНТУ, 2011. – 180 с. ISBN 978-966-641-397-3

Розглядається доцільність розробки процесів прямого видавлювання з послідовним радіальним видавлюванням та контурною осадкою з проміжними відпалами. Узагальнено метод оцінки використаного ресурсу пластичності  $\psi$  при немонотонному навантаженні шляхом заміни компонент девіатора пошкоджень компонентами тензора пошкоджень, що дозволило врахувати вплив величини  $\psi$  на перехідних етапах багатопереходних процесів на інтенсивність накопичення пошкоджень. Проведено дослідження радіального видавлювання з контурною осадкою пористих заготовок, отриманих після прямого видавлювання, та розроблено комплексну методику оцінки деформованості пористих заготовок при немонотонній пластичній деформації.

УДК 621.77  
ББК 34.5



ISBN 978-966-641-397-3

© Р. Сивак, В. Огородніков, 2011

## ЗМІСТ

|   |           |
|---|-----------|
| Вступ.....  | 5         |
| <b>1. РЕСУРС ПЛАСТИЧНОСТІ МЕТАЛІВ ПРИ ХОЛОДНІЙ ПЛАСТИЧНІЙ ДЕФОРМАЦІЇ.....</b>                           | <b>6</b>  |
| 1.1. Пластична деформація суцільних та пористих матеріалів.....   | 6         |
| 1.2. Напруження при немонотонному навантаженні.....   | 13        |
| 1.3. Накопичення пошкоджень при пластичній деформації. Критерії руйнування.....                         | 21        |
| 1.4. Процеси холодного видавлювання.....  | 28        |
| <b>2. НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ПРИ НЕМОНОТОННОМУ НАВАНТАЖЕННІ.....</b>                               | <b>38</b> |
| 2.1. Визначення кінематики деформування.....  | 38        |
| 2.1.1. Стационарні процеси. Метод функцій току.....   | 38        |
| 2.1.2. Розрахунок кінематики деформування на базі сплайн-апроксимації.....                              | 42        |
| 2.2. Визначення компонент тензора швидкостей деформацій методом координатних сіток.....                 | 46        |
| 2.3. Визначення компонент тензора напружень.....  | 51        |
| 2.4. Визначення компонент тензора напружень при немонотонній деформації.....                            | 56        |
| 2.5. Визначення компонент тензора напружень з урахуванням ефектів запізнення.....                       | 64        |
| <b>3. ОЦІНКА ДЕФОРМОВНОСТІ ЗАГОТОВОК У ПРОЦЕСАХ ПОСЛІДОВНОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ФОРМОЗМІНИ.....</b>              | <b>73</b> |
| 3.1. Побудова поверхні граничної деформації.....  | 74        |
| 3.2. Дослідження процесу видавлювання.....  | 80        |
| 3.3. Дослідження процесу поперечного видавлювання з контурною осадкою.....                              | 93        |
| 3.4. Оцінка використаного ресурсу пластичності при комбінованому видавлюванні з проміжними відпалами... | 109       |
| 3.4.1. Вплив проміжних відпалів на відновлення пластичності.....  | 110       |

|  |            |
|--|------------|
| 3.4.2. Оцінка використаного ресурсу пластичності при наявності проміжних відпалів.....   | 115        |
| 3.5 Вплив гідростатичного тиску на пластичність металів  | 119        |
| <b>4. КОМБІНОВАНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ ПОРИСТОЇ ЗАГОТОВКИ.....</b>   | <b>124</b> |
| 4.1. Побудова кривої течії матеріалу основи на основі мі-ді.....   | 124        |
| 4.2. Поверхня граничних деформацій.....  | 130        |
| 4.3. Результати розрахунків напружено-деформованого стану та ресурсу пластичності при прямому видавлюванні пористої заготовки..... | 136        |
| 4.4. Поперечне видавлювання з контурною осадкою.....   | 146        |
| <b>5. РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ НЕМОНОТОННОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ ДЕФОРМОВНОСТІ.....</b>                                 | <b>152</b> |
| 5.1. Моделювання процесів пластичної деформації на основі теорії деформовності.....  | 152        |
| 5.2. Оцінка придатності матеріалу для прямого видавлювання.....  | 155        |
| 5.3. Оцінка придатності матеріалу для радіального видавлювання з контурною осадкою.....  | 158        |
| Висновки.....  | 162        |
| Література.....  | 163        |

## ВСТУП

Підвищення ефективності виробництва за рахунок розвитку, удосконалення існуючих та розробки і впровадження нових ресурсозберігаючих технологій є важливими задачами сучасного машинобудування. Один із шляхів розв'язання цих задач полягає в подальшому розвитку методів оцінки деформовності заготовок, які дозволяють при проектуванні технологічних процесів прогнозувати рівень пошкодження виробів дефектами руйнування. Точність прогнозування якості та технологічної спадковості готових виробів в значній мірі визначається достовірністю та повнотою вихідних даних про залежність пластичності металів від схеми напруженого стану, а також історією навантаження, для визначення якої необхідна повна інформація про напружено-деформований стан у процесі формозміни.

В даний час найбільш поширеним способом обробки металів тиском є холодне об'ємне штампування, яке дозволяє звести до мінімуму або повністю виключити необхідність наступної обробки різанням. Подальший розвиток методів холодного штампування та більш широке впровадження їх у виробництво можливі на основі використання теорії деформовності як при розробці нових способів формозміни, так і при раціональному, з точки зору деформовності, об'єднанні існуючих операцій та створенні нових комбінованих процесів. Аналіз таких процесів неможливий без врахування ефекту Баушингера.

При пластичній деформації, особливо пористих матеріалів, паралельно з процесами накопичення пошкоджень проходять процеси заліковування. Інтенсивність цих процесів залежить від історії навантаження, яка визначається параметрами процесу, можливості зміни яких часто обмежені. Одним з ефективних методів відновлення запасу пластичності є проміжні відпали, результати яких залежать від величини використаного ресурсу пластичності. Відомі методи визначення ресурсу пластичності не дозволяють оцінювати комплексний вплив немотонності навантаження та проміжних відпалів на пластичність. У зв'язку з цим залишається актуальною проблема прогнозування пластичності металів при розробці комбінованих процесів холодного видавлювання з проміжними відпалами.

# 1. РЕСУРС ПЛАСТИЧНОСТІ МЕТАЛІВ ПРИ ХОЛОДНІЙ ПЛАСТИЧНІЙ ДЕФОРМАЦІЇ

## 1.1. Пластична деформація суцільних та пористих матеріалів

Для підвищення ефективності процесів обробки металів тиском необхідний подальший розвиток теорії деформовності та методів розв'язку крайових задач сучасної теорії пластичності. Важливий внесок у розвиток теорії деформовності та технологічної механіки зробили І. С. Алієв, Ю. А. Алюшин, Я. Є. Бейгельзімер, С. І. Губкін, В. М. Данченко, Г. Д. Дель, А. М. Дмитрієв, Б. А. Друянов, А. А. Костава, В. Л. Колмогоров, Ю. Г. Калпін, О. М. Лаптев, Н. Н. Малінін, Є. М. Макушок, І. Ф. Мартинова, В. М. Михалевич, О. В. Нахайчук, А. А. Нотич, А. Г. Овчінніков, В. А. Огородніков, О. С. Пшенишнюк, Є. О. Попов, І. П. Рене, О. А. Розенберг, В. Д. Рудь, Г. П. Сердюк, В. В. Скороход, Г. А. Смірнов-Аляєв, Д. В. Хван, Є. П. Унксов, Ю. К. Філіпов, Н. А. Шестаков, М. Б. Штерн, С. П. Яковлев, Р. Дж. Грін, У. Джонсон, М. Ояне та інші.

Процеси пластичної деформації суцільних та пористих тіл займають важливе місце в технологіях отримання виробів із покращеними фізико-механічними характеристиками.

У вивченні деформаційної поведінки суцільних та пористих тіл сформувалось два основних напрямлення: процеси та закономірності пластичної деформації при різних схемах навантаження; проблема оцінки граничних деформацій, які призводять до руйнування. Приведена вище класифікація ґрунтується на існуючих в наш час відмінностях в постановці, методах теоретичного аналізу і кінцевій меті рішення конкретних задач у першому й другому напрямленнях.

У теоретичному описі процесів деформування суцільних та пористих тіл склались такі два напрямлення. Перший суто континуальний підхід, другий – опис за допомогою теорії пластичності відносно простих моделей, які враховують принаймні в головних рисах структурні особливості цих тіл. В подальшому нами буде використана континуальна теорія.

При дослідженні великих пластичних деформацій суцільних тіл найбільш достовірні результати дає теорія течії. Згідно з цією теорією напружений стан визначають миттєві приріст компонент тензора пластичної деформації. Якщо знехтувати компонентами пружної деформації (що допустимо при розвиненій пластичній деформації), то отримаємо [1, 2] рівняння Сен-Венана-Мізеса:

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{3}{2} \frac{de_u}{\sigma_u} (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma), \quad (1.1)$$

які після ділення на  $dt$  набудуть вигляду

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{e}_u}{\sigma_u} (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma), \quad (1.2)$$

де  $d\varepsilon_{ij}$  – компоненти тензора прирощення пластичних деформацій;  $\delta_{ij}$  – дельта (символ) Кронекера;  $\dot{\varepsilon}_{ij}$  – компоненти тензора швидкостей деформацій;  $e_u$  – ступінь деформації;  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень.

Необхідно відзначити, що швидкості деформацій  $\dot{\varepsilon}_{ij}$  не визначаються однозначно при заданих напруженнях. При заданих швидкостях деформацій  $\dot{\varepsilon}_{ij}$  компоненти девіатора напруження  $s_{ij}$  визначаються однозначно.

Співвідношення (1.1) і (1.2) не інтегруються, тобто не зводяться до кінцевих співвідношень між компонентами напруження й деформації. Цей математичний факт відображає залежність результатів розрахунку за рівняннями (1.1), (1.2) від історії деформування. Проте ці рівняння не дозволяють враховувати реверсування навантаження, при якому проявляється ефект Баушингера.

В загальному випадку, для опису напружено-деформованого стану в пластичній області необхідно визначити 15 функцій:

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}(x, y, z, t), \quad \varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}(x, y, z, t), \quad u_i = u_i(x, y, z, t). \quad (1.3)$$

Функції (1.3) не можуть бути довільними, вони пов'язані диференціальними рівняннями руху та нерозривності:



$$\sigma_{ij,j} + \rho g_i = \rho w_i, \quad \frac{d\rho}{dt} + \rho v_{i,i} = 0, \quad (1.4)$$

де  $\rho$  – густина деформуємого матеріалу;  $g_i$  – компоненти заданої розподіленої масової сили;  $w_i$  – компоненти вектора прискорення,

$$w_i = \frac{\partial v_i}{\partial t} + v_{i,j} v_{j,i}, \quad (1.5)$$

$v_i$  – компоненти вектора швидкості.

Компоненти тензора деформацій  $\epsilon_{ij}$  пов'язані з компонентами переміщень співвідношеннями Коші:

$$\epsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}). \quad (1.6)$$

Функції (1.3) можна знайти після розв'язання системи рівнянь (1.4), (1.6). Проте ця система неповна. Необхідно мати ще шість рівнянь. Такими рівняннями, замикаючими систему (1.4), (1.6), є фізичні рівняння, які в теорії течії приймаються у вигляді (1.1) або (1.2).

Співвідношення теорії течії (1.1), (1.2) були отримані більше ста років тому [3]. Проте лише в наш час було встановлено, що ця теорія є наслідком фундаментальних постулатів загальної теорії пластичності для процесів із траєкторією деформації малої кривизни [4, 5].

При формозмінній заготовки в її матеріалі можуть виникати порушення суцільності. Тому виникає проблема доповнення системи рівнянь, яка дозволяє розраховувати напружено-деформований стан, системою рівнянь, які визначають граничні стани, так як рівняння (1.4)–(1.6) описують тільки суцільне середовище.

Як впливає з викладеного вище, задача теорії пластичності в загальному випадку тримірної деформації полягає в визначенні 15 функцій (1.3), які задовольняють нелінійну систему 15-ти рівнянь (1.4), (1.6), (1.1) або (1.2) в частинних похідних. Крім того, розв'язок крайової задачі повинен задовольняти також певним граничним умовам. Проте в такій постановці розв'язок задачі пластичності поки що не отримано. Тому розроблено цілу низку методів наближених рішень.

Наприклад, розв'язання задачі малих пружнопластичних деформацій можна звести до розв'язання трьох нелінійних диференціальних рівнянь 2-го порядку відносно трьох компонентів вектора переміщень [6]:

$$\frac{\partial}{\partial x_j} [\lambda \varepsilon \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - 2\mu \omega(e_u) e_{ij}] + \rho g_i = \rho w_i. \quad (1.7)$$

Рівняння (1.7) отримане після підстановки (1.8) у співвідношення (1.1):

$$\sigma_{ij} = \lambda \varepsilon \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - 2\mu \omega(e_u) e_{ij} \quad (1.8)$$

і наступною їх підстановкою в рівняння рівноваги (1.4).

Граничні умови на границі можна записати у вигляді

$$u_i = U_i \quad (1.9)$$

або у вигляді

$$[\lambda \varepsilon \delta_{ij} + 2\mu \varepsilon_{ij} - 2\mu \omega(e_u) e_{ij}] n_j = S_i \quad (1.10)$$

де  $\omega(e_u)$  – характеризує деформаційне зміцнення матеріалу і називається функцією А. А. Ільюшина;  $e_{ij}$  – компоненти девіатора деформацій;  $e_u = \sqrt{2e_{ij}e_{ij}}$ ,  $\lambda$ ,  $\mu$  – пружні сталі,  $\varepsilon = \varepsilon_{ij}\delta_{ij}$ .

При великих пластичних деформаціях найбільш прийнятні результати дають визначальні співвідношення теорії течії (1.2), які перепишемо у вигляді

$$(\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma) = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\varepsilon}_u} \dot{\varepsilon}_{ij}. \quad (1.11)$$

Проте, співвідношення (1.11) не дозволяє за заданими компонентами тензора швидкостей деформацій повністю визначити всі компоненти тензора напружень. Тому в теорії течії неможлива коректна постановка задачі у швидкостях, аналогічно (1.7). Перепишемо тензор напружень у вигляді

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + \sigma \delta_{ij}$$

і підставимо в рівняння рівноваги (1.4) за умови, що  $g_i = \omega_i = 0$ :

$$\frac{\partial(\sigma\delta_{ij} + S_{ij})}{\partial x_j} = \frac{\partial\sigma}{\partial x_j}\delta_{ij} + \frac{\partial S_{ij}}{\partial x_j} = 0. \quad (1.12)$$

Підставимо в (1.12) праві частини (1.11) і виразимо компоненти тензора швидкостей деформацій через компоненти вектора швидкостей. В результаті отримаємо систему з трьох диференціальних рівнянь:

$$\frac{\partial\sigma}{\partial x_j}\delta_{ij} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \right] = 0, \quad (1.13)$$

до яких слід додати рівняння нестисливості:

$$\frac{\partial v_i}{\partial x_i} = 0. \quad (1.14)$$

Таким чином отримуємо систему трьох диференціальних рівнянь (1.13), (1.14) відносно трьох компонент вектора швидкостей та середнього гідростатичного тиску при граничних умовах

$$v_i = V_i, \quad (1.15)$$

$$v_j \left[ \sigma\delta_{ij} + \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} (v_{i,j} + v_{j,i}) \right] = S_i. \quad (1.16)$$

Континуальна теорія пластичного деформування пористих тіл отримала розвиток у роботах [7, 8, 9, 10]. За допомогою цієї теорії стало можливим рішення цілої низки інженерних задач в області обробки тиском пористих тіл.

На цей час при континуальному описі поведінки пористих тіл припускається, що порошки і пористі тіла можуть розглядатися як мікронеоднорідні, але суцільні середовища. В відповідності до основних уявлень механіки континуума припускається, що поведінка об'єктів, які розглядаються, може бути описана за допомогою тензора напружень  $\sigma_{ij}$ , тензора швидкостей деформацій  $\dot{\epsilon}_{ij}$ , густини  $\rho$  або пористості  $\theta$  та інших параметрів  $\chi_k$ . В подальшому розглядаються матеріали, які у всі моменти деформування ізотропні, а тензор напружень вважа-

ється симетричним. Розглядаються процеси, при яких температура помітно не впливає на характер їх протікання.

При формулюванні визначальних рівнянь використовується підхід, пов'язаний із заданням властивостей дисипативної функції [7, 11–14]. Поведінка матеріалу вважається відомою, якщо задана функція

$$D = D(e_{ij}, \rho, \chi_k), \quad (1.17)$$

причому

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial D}{\partial e_{ij}} \quad (1.18)$$

і, крім того, визначені співвідношення

$$\frac{\dot{\theta}}{1-\theta} = -\frac{\dot{\rho}}{\rho} = \dot{e}_{ij} \delta_{ij}; \quad \dot{\chi}_k = A_k(\dot{e}_{ij}, \theta, \chi_k), \quad (1.19)$$

де  $A_k$  – функції, однорідні відносно першої степені  $\dot{e}_{ij}$ .

Якщо припустити, що треті інваріанти не впливають на поведінку об'єктів, що розглядаються, то з врахуванням ізотропії співвідношення (1.17–1.19) набудуть вигляду

$$D = D(\dot{e}, \dot{\gamma}, \theta, \chi_k); \quad (1.20)$$

$$p = \frac{\partial D}{\partial \dot{e}}, \quad \tau = \frac{\partial D}{\partial \dot{\gamma}}; \quad (1.21)$$

$$\sigma_{ij} - p\delta_{ij} = \frac{\tau}{\gamma} \left( \dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right); \quad (1.22)$$

$$\dot{\theta} = (1-\theta)\dot{e}; \quad (1.23)$$

$$\dot{\chi}_k = A_k(\dot{e}, \dot{\gamma}, \theta, \chi_k), \quad (1.24)$$

де  $3p$  і  $\dot{e}$  – перші інваріанти тензорів  $\sigma_{ij}$  і  $\dot{e}_{ij}$ ;  $\tau$  і  $\dot{\gamma}$  – квадратні корені із других інваріантів їх девіаторів.

В зазначених припущеннях тензорні визначальні співвідношення (1.22) лінійні і виражають подібність девіаторів напружень і швидкос-

тей деформацій для будь-яких видів незворотної деформації об'ємно стиснутих матеріалів. Їх реологічні особливості виражаються скалярними визначальними рівняннями:

$$P = p(\dot{\epsilon}, \dot{\gamma}, \theta, \chi_k); \quad \tau = \tau(\dot{\epsilon}, \dot{\gamma}, \theta, \chi_k), \quad (1.25)$$

які повинні бути узгоджені з (1.19) і (1.21).

Пластична поведінка матеріалу не залежить від часу. Тому функція  $D$  – однорідна першого ступеня від  $\dot{\epsilon}$  і  $\dot{\gamma}$  [11, 12], а  $p$  і  $\tau$  залежать від відношення  $\dot{\epsilon}/\dot{\gamma}$  [13]:

$$P = p(s, \theta, \chi_k), \quad \tau = \tau(s, \theta, \chi_k), \quad (1.26)$$

де  $s = \dot{\epsilon}/\dot{\gamma}$ .

Функції  $p$  і  $\tau$  не можуть бути довільними і в силу (1.21) пов'язані рівнянням

$$\frac{\partial p}{\partial s} s + \frac{\partial \tau}{\partial s} = 0. \quad (1.27)$$

Подальші обмеження на них накладаються принципом максимуму Мізеса: як функції від  $s$  обидві величини обмежені (при  $\theta > 0$ ), при цьому  $p$  – монотонно зростаюча, а  $\tau$  – «колоколоподібна» позитивна і наближається до нуля, коли  $|s| \rightarrow 0$  (рис. 1.1) [10].

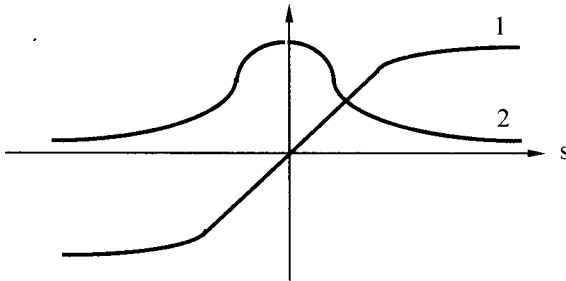


Рис. 1.1. Залежність  $p$  і  $\tau$  від  $s$

Параметр  $s$ , введений М. Б. Штерном [10, 14], є показником деформованого стану. Його значенню, рівному нулю, відповідає чистий зсув; при  $s = -\sqrt{\frac{2}{3}}$  має місце стиск в матриці з жорсткими ідеально

гладкими стінками;  $s = -\infty$  – випадок усестороннього рівномірного стиску.

Явний вигляд виразів (1.26) як функцій від  $s$  може бути встановлений за допомогою спеціальних механічних випробувань, описаних, наприклад, в [15]. Інші, відомі методи описання механіки пластичної деформації пористих тіл [16–20] відрізняються тільки умовою пластичності і видом функції пористості.

## 1.2. Напруження при немонотонному навантаженні

Теорія пластичності металу, який ізотропно зміцнюється, не придатна для кількісної оцінки процесів немонотонного деформування. Крім того, багато особливостей поведінки матеріалів при складному навантаженні можна розглядати як результат прояву ефекту Баушингера. Але справа не тільки в цьому. При розрахунках величини використаного ресурсу пластичності процес накопичення пошкоджень описують тензорними моделями, а напружений стан визначають використовуючи моделі ізотропного зміцнення, що приводить до помилок, величину яких важко оцінити.

За визначенням Г. А. Смірнова-Аляєва [21], деформація називається монотонною, якщо при незмінному значенні параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  напрям головних осей тензора швидкостей деформацій  $T_\xi$  у процесі пластичної деформації збігається з одними і тими ж матеріальними волокнами, а головні швидкості видовжень не змінюють свій знак. Якщо позначити через  $\omega_1$  швидкість обертання матеріальної частинки в процесі деформації, а через  $\omega_2$  – швидкість обертання головних осей  $T_\xi$ , то умову монотонності можна записати у виді  $\omega_1 = \omega_2$  або

$$\varphi = \int_0^t (\omega_1 - \omega_2) dt = 0$$
, де  $\varphi$  – кут, який характеризує немонотонність розвитку деформації.

Квазімонотонною будемо називати таку деформацію, при якій має місце поворот матеріальної частинки відносно головних осей  $T_\xi$  в одному з напрямків, тобто  $\omega_1 \neq \omega_2$ , але  $\text{sign}(\omega_1 - \omega_2) = \text{const}$ . Прикладом квазімонотонної деформації є кручення, при якому матеріальні волок-

на повертаються в процесі деформації у напрямку закручування, а головні осі  $T_{\xi}$  залишаються нерухомими ( $\omega_1 \neq 0, \omega_2 = 0, \text{sign} \omega_1 = \text{const}$ ).

Для оцінки впливу немонотонності навантаження на величину напружень і закон їх зміни більшість дослідників пропонують внести зміни в рівняння поверхні навантаження [22]. Найбільш просте рівняння поверхні навантаження, яке дозволяє врахувати анізотропію деформаційного зміцнення, можна одержати, якщо виходити із припущення про жорстке зміщення поверхні навантаження в напрямку деформування. Однак ця схема дає задовільні результати лише при малих пластичних деформаціях. Значно кращий збіг з експериментальними даними в області великих пластичних деформацій можна одержати, якщо припустити, що поверхня навантаження зазнає переносу й одночасно розширюється рівномірно в усіх напрямках. Якщо ця поверхня в початковому стані описувалась умовою пластичності

$$S_{ij} S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u^2, \quad (1.28)$$

то її зміну в процесі деформування можна описати рівнянням

$$2f(S_{ij}) = (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - \frac{2}{3} \sigma_u^2 = 0, \quad (1.29)$$

де  $\alpha_{ij}$  – додаткові напруження (мікронапруження) або зміщення центру поверхні навантаження в просторі девіатора напружень;  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень, яка пов'язана з накопиченою деформацією  $e_u$  залежністю  $\sigma_u(e_u)$ , єдиною для різних напружених станів і видів навантаження:

$$e_u = \int_0^t \dot{\epsilon}_u d\tau, \quad (1.30)$$

де  $\dot{\epsilon}_u$  – інтенсивність швидкостей деформацій;  $t$  – час деформування.

Величину  $e_u$  можна також розглядати як довжину траєкторії деформування в просторі вектора деформацій.

Згідно із законом пластичної течії:

$$d\epsilon_{ij} = d\lambda(S_{ij} - \alpha_{ij}) \quad (1.31)$$

можна записати, що

$$d\epsilon_{ij} d\epsilon_{ij} = d\lambda^2 (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}); \quad (1.32)$$

тоді

$$d\lambda = \frac{2 de_u}{3 \sigma_u}.$$

Отримані співвідношення дозволяють записати рівняння стану для анізотропного зміцнення у вигляді

$$d\epsilon_{ij} = \frac{2 de_u}{3 \sigma_u} (S_{ij} - \alpha_{ij}). \quad (1.33)$$

Для визначення залежності коефіцієнта Баушингера  $\beta = \sigma_u''/\sigma_u'$  від величини ступеня деформації  $e_u$  проводять такі експериментальні дослідження. Зразки розтягують до різних значень  $e_u$  і знімають навантаження. Потім із них вирізають зразки на стиск таким чином, щоб деформація стиску проходила в напрямку попереднього розтягу. Згідно з (1.33) можна записати [22]:

$$\sigma_u' - \frac{3}{2} \alpha_{11} = \sigma_u. \quad (1.34)$$

При наступному стиску вздовж тієї ж осі до появи пластичного стану  $\alpha_{ij}$  не змінюється, тому із (1.33) витікає, що

$$\sigma_u'' + \frac{3}{2} \alpha_{11} = \sigma_u. \quad (1.35)$$

З рівнянь (1.34) і (1.35) знаходимо

$$\sigma_u = \frac{1+\beta}{2} \sigma_u'; \quad \alpha_{11} = \frac{1-\beta}{3} \sigma_u', \quad (1.36)$$

де  $\sigma_u''$  – границя текучості при стиску;  $\sigma_u'$  – границя текучості при розтягу, після якого виконана деформація стиску до  $\sigma_u''$ .



На рис. 1.2 наведені графіки  $\beta(e_u)$  [22]. Як видно із графіків (див. рис. 1.2), при  $e_u > 0,03$  можна вважати, що  $\beta = const$ .

Для визначення  $\alpha_{ij}$  різні дослідники пропонують різні підходи. Ю. І. Кадашевич і В. В. Новожилов [23] вважають, що

$$\alpha_{ij} = y(a_0)\epsilon_{ij}, \quad (1.37)$$

де  $a_0 = \sqrt{\frac{2}{3}}\alpha_{ij}\alpha_{ij}$  – інтенсивність додаткових напружень.

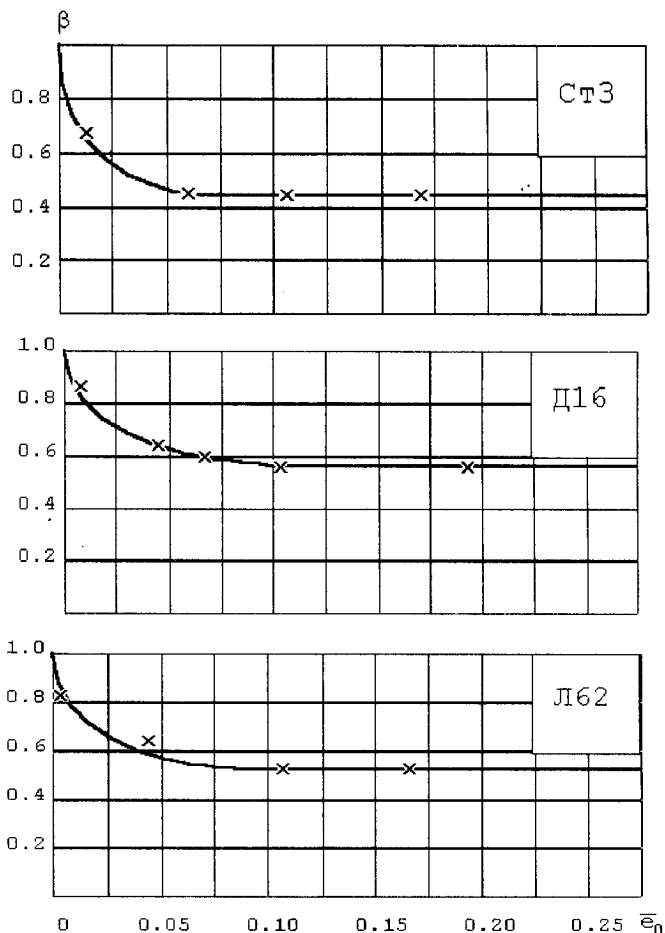


Рис. 1.2. Залежність коефіцієнта  $\beta$  від пластичної деформації

Узагальнюючи ці співвідношення на область великих пластичних деформацій можна записати:

$$\alpha_{ij} = \varphi(e_u)e_{ij}, \quad (1.38)$$

де  $e_{ij}$  – логарифмічні деформації.

Якщо підставити (1.38) у (1.36) і врахувати, що при розтягу  $e_{11} = e_u$ , то одержимо

$$\varphi = \frac{1-\beta}{3} \frac{\sigma'_u}{e_u} = \frac{2}{3} \frac{1-\beta}{1+\beta} \frac{\sigma_u}{e_u}. \quad (1.39)$$

Отже

$$\alpha_{ij} = \frac{1-\beta}{3} \frac{\sigma'_u}{e_u} e_{ij} = \frac{2}{3} \frac{1-\beta}{1+\beta} \frac{\sigma_u}{e_u} e_{ij}. \quad (1.40)$$

Наведені співвідношення не описують з достатньою точністю зміну поверхні навантаження при циклічному деформуванні, так як при повному циклі зміни деформації додаткові напруження  $\alpha_{ij}$  за цими співвідношеннями виявляються рівними нулю, що не узгоджується з експериментом.

У зв'язку з цим були запропоновані диференціальні залежності для прирощень  $d\alpha_{ij}$ . Р. А. Арутюнян і А. А. Вакуленко [24] запропонували замість (1.48) рівняння

$$d\alpha_{ij} = A(\sigma_u) d\varepsilon_{ij} \quad (1.41)$$

В роботі Г. Бакхауза [25] прийнято

$$\alpha_{ij} = \int_0^{e_u} B(e_u^*) \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u^*} de_u^*, \quad (1.42)$$

З рівнянь (1.34), (1.35) і (1.42) знаходимо:

$$B = \frac{1}{3} \frac{d}{de_u} [\sigma'_u (1-\beta)] \quad (1.43)$$

В. Л. Данилов [26] запропонував такі співвідношення для  $\alpha_{ij}$ :

$$\alpha_{ij} = \frac{2}{3} \alpha \int \frac{d\sigma_u}{de_u} d\varepsilon_{ij}, \quad (1.44)$$

де  $\alpha$  – параметр, який характеризує схильність матеріалу до зміцнення.

При розтягу

$$\alpha_{11} = \frac{2}{3} \alpha \int_{\sigma_m}^{\sigma_u} d\sigma_u = \frac{2}{3} \alpha (\sigma_u' - \sigma_m), \quad (1.45)$$

де  $\sigma_T$  – границя текучості;  $\gamma = \sigma_T / \sigma_u'$ .

В роботах [26, 27] зроблено спробу разом з розширенням і переміщенням поверхні навантажування врахувати її поворот у процесі деформування матеріалу й зміну співвідношення осей. В роботі [27] запропоновано таке рівняння поверхні навантаження:

$$2\Phi = N_{ijkl} (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{kl} - \alpha_{kl}) - \frac{2}{3} \sigma_m^2 = 0, \quad (1.46)$$

де  $N_{ijkl}$  – тензор поточних параметрів анізотропії, який описується рівнянням

$$N_{ijkl} = \frac{1}{2} \delta_{ik} \delta_{jl} + \frac{1}{2} \delta_{jk} \delta_{il} - \frac{1}{3} \delta_{ij} \delta_{kl} + \alpha \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl}, \quad (1.47)$$

де  $\alpha$  – стала матеріалу, яка визначається експериментально.

А. Ю. Ішлінський визначає додаткові напруження залежністю

$$\alpha_{ij} = c \varepsilon_{ij}, \quad (1.48)$$

де  $c$  – характеристика матеріалу.

Згідно з дослідженнями Г. Д. Деля [22] рівняння кривої зміцнення, які отримуються з умови (1.46), справедливі лише для обмеженої кількості матеріалів. Тому за пропозицією В. Л. Данилова [26] тензор  $N_{ijkl}$  представляється у вигляді

$$N_{ijkl} = I(e_u) \left( \delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{jk} \delta_{il} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \delta_{kl} \right) + \int_0^{e_u} A(e_u^*) \left( \frac{de_{ij}^*}{de_u^*} \frac{de_{kl}^*}{de_u^*} \right) de_u^*, \quad (1.49)$$

а зміщення  $\alpha_{ij}$  центра поверхні навантаження визначаються співвідношенням, подібним (1.46).

Функції  $I(e_u)$ ,  $A(e_u)$ ,  $B(e_u)$  визначаються експериментально. Їх можна, зокрема, визначити шляхом випробувань матеріалу на розтяг і закручування ряду тонкостінних трубчатих зразків.

Експериментальна перевірка розглянутих теорій виконана Г. Д. Делем [22]. На рис. 1.3 наведено результати досліджень, які проводили на зразках із сталі Ст. 3 і дюралюмінію Д16. Криві 3 отримані на основі теорії, представленій співвідношеннями (1.46), (1.48), (1.49). Як видно з результатів досліджень, результати розрахунку за умовою пластичності (1.40) знаходяться в кращій відповідності до експерименту, ніж результати, основані на умові пластичності (1.46).

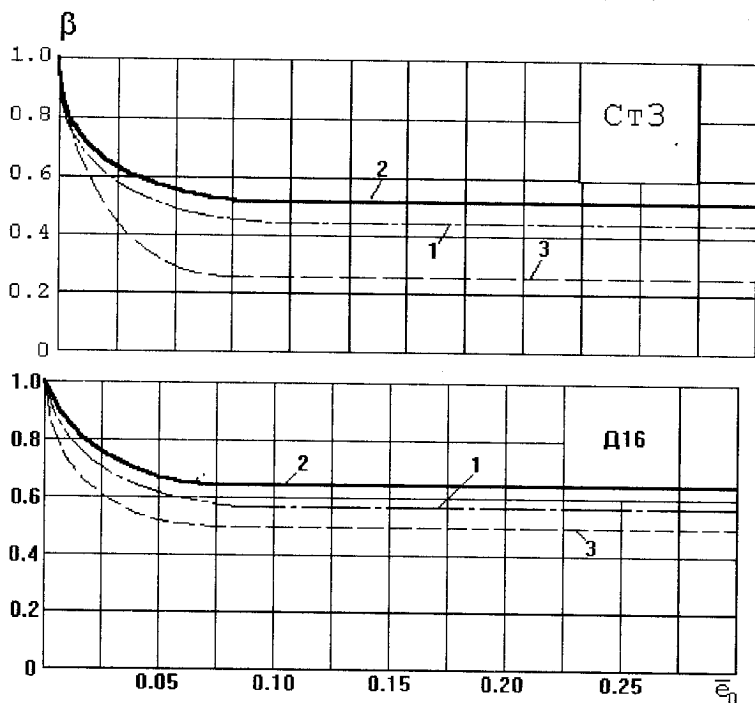


Рис. 1.3. Порівняння результатів експериментальної перевірки рівнянь поверхні навантаження з розрахунком:

1 – експеримент; 2,3 – розрахунок

В роботі [22] для експериментальної перевірки залежностей, які визначають тензор додаткових напружень  $\alpha_{ij}$ , вияснено, із якою точні-

стю розглянуті теорії описують діаграму стиску розтягнутого матеріалу. Для цього співставленні експериментальні результати й результати, отримані за різними варіантами теорії, основаними на рівнянні поверхні навантаження (1.40). Експериментальна перевірка, виконана для сталей Ст. 3, сталі 20 і алюмінію АМГ розтягнутих до деформації  $0,025 \leq e_u \leq 0,180$

$$\alpha_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_m \int_0^{e_u} B(e_u^*) \left( \frac{de_{ij}}{de_u^*} \right) de_u^*. \quad (1.50)$$

Наведені на рис. 1.4 результати дозволяють зробити висновок, що рівняння (1.38) (Крива 3) знаходяться в дещо кращій відповідності до експерименту, ніж рівняння (1.48) (Крива 4) і (1.46) (Крива 5). Із збільшенням деформації перед розвантаженням точність рівнянь (1.48) і (1.46) зменшується. У всіх випадках розрахункові значення напруження при стиску менші дійсних.

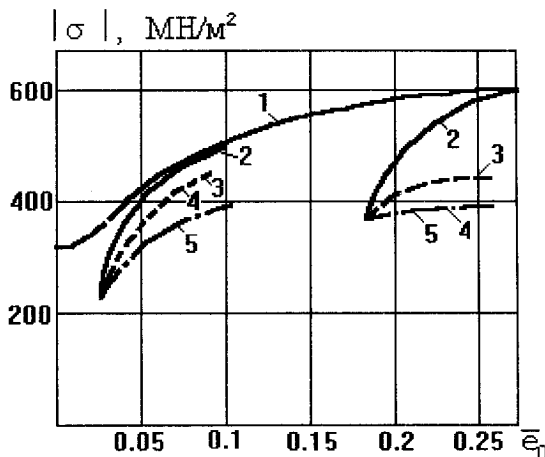


Рис. 1.4. Порівняння експериментальних і розрахункових діаграм деформування розтягнутого матеріалу:

- 1 – розтяг (експеримент); 2 – стиск після розтягу (експеримент);  
 розрахункові діаграми при визначенні додаткових напружень;  
 3 – за (1.38); 4 – за (1.48); 5 – за (1.46)

Г. Д. Дель [22] відмічає, що використання в якості параметра зміцнення накопиченої пластичної деформації (параметра Удквіста) не

зовсім обґрунтовано, так як матеріал при деформуванні стає анізотропним і не всі приращення деформацій є рівноправними. Фізично більш оправданим був би вибір у якості цього параметра роботи пластичної деформації, але такий вибір значно ускладнив би розрахунки.

Існують принципово інші підходи [4] розрахунків напружено-деформованого стану при немонотонному навантаженні. Суть останніх полягає в тому, що на характер залежності  $\sigma_{ij}$  от  $\epsilon_{ij}$  впливає «пам'ять» матеріалу. Кількісна оцінка цього впливу визначається характеристиками кривизни і кручення траєкторії деформації. Справедливість теорії А. А. Ільюшина досить повно підтверджена в роботах [5, 28–32] при дослідженні малих пружно-пластичних деформацій. При великих пластичних деформаціях справедливість підходу [4] практично не досліджувалась.

### 1.3. Накопичення пошкоджень при пластичній деформації. Критерії руйнування

Теорія накопичення пошкоджень при монотонній пластичній деформації досягла досить високого рівня [22, 33–37]. Однак існують процеси обробки металів тиском, де має місце немонотонне навантаження. Крім того, в більшості випадків при немонотонній пластичній деформації збільшується пластичність. В даний час причини цього явища повністю не з'ясовані, тому дослідження особливостей накопичення пошкоджень при немонотонному навантаженні досить актуальні. Крім того, збільшення пластичності, характерне для немонотонного навантаження, дозволяє розширити можливості класичних процесів, а також розробляти нові, більш економічні та ефективні технології.

Критерії деформовності, основані на скалярному описанні накопичення пошкоджень [22, 33, 35–41], не дозволяють із достатньою точністю оцінювати пластичність, тобто накопичену до моменту руйнування пластичну деформацію  $e_p$ , в немонотонних процесах:

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\epsilon}_u d\tau, \quad (1.51)$$

де  $\dot{\epsilon}_u$  – інтенсивність швидкостей деформацій;  $t_p$  – час деформування до руйнування.

В перших роботах про оцінку пластичності при немонотонному навантаженні за основу приймалися відомі критерії руйнування В. Л. Колмогорова [38], Г. Д. Деля, В. А. Огороднікова, В. Г. Нахайчука [35]. Наприклад, в роботі [42] запропоновано узагальнення критерію В. Л. Колмогорова на процеси немонотонного навантаження. Умова руйнування [42] записана у вигляді

$$\sum_{i=1}^n \psi_i^{a_i} = 1, \quad (1.52)$$

де  $n$  – число етапів деформування, в межах кожного з яких вид напруженого стану не змінюється;  $a_i$  – показники степеня, значення яких залежать від виду напруженого стану;  $\psi_i$  – використаний на цьому етапі ресурс пластичності,

$$\psi_i = \frac{e_{ui}}{e_{pi}}, \quad (1.53)$$

де  $e_{ui}$  – приріст накопиченої деформації на  $i$ -ому етапі;  $e_{pi}$  – пластичність при простому навантаженні в умовах напруженого стану  $i$ -го етапу деформування.

Наведена умова руйнування має цілу низку недоліків, зумовлених тим, що в цій умові не в повній мірі враховується направлений характер виникаючих при пластичній деформації пошкоджень. Тому критерій (1.52) не описує, наприклад, анізотропію деформованого металу. У протиріччі з цією умовою знаходиться здатність тіл, зруйнованих при одному напруженому стані, витримувати досить великі деформації при іншому напруженому стані. А. А. Ільюшин [43, 44] уперше висунув гіпотезу, що пошкодження як функціонал трьохмірних тензорів напружень  $\sigma_{ij}(\tau)$ , їх похідних  $\mu_{ijk}(\tau)$  може бути тільки трьохмірним тензором або сукупністю тензорів інших порядків.

Самий простий варіант теорії накопичення пошкоджень макрочастинки будується в припущенні, що тензор пошкоджень є симетричним тензором другого рангу. При цьому не виключається, що пошкоджен-

ня можуть описуватись і скаляром, який в окремих випадках може бути побудованим на основі тензора пошкоджень.

В роботі [43] пропонується лінійна теорія накопичення пошкоджень, в якій тензор пошкоджень є симетричним тензором другого рангу. Тензор пошкоджень  $\Pi$  поділяється на девіаторну  $\Pi_{ij}(t)$  і шарову  $\Pi(t)$  частини:

$$\Pi_{ij}(t) = \int_0^t \varphi_1(t - \tau) S_{ij}(\tau) d\tau; \quad (1.54)$$

$$\Pi(t) = \int_0^t \varphi_2(t - \tau) \sigma(\tau) d\tau, \quad (1.55)$$

де  $t, \tau$  – час;  $\Pi_{ij}$  – девіатор тензора пошкоджень;  $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$  – середнє напруження.

Ядра  $\varphi_1$  і  $\varphi_2$  можна визначити за результатами дослідів на повзучість при зсуві і при випробуванні на розтяг.

Узагалі критерій руйнування А. А. Ільюшина має вигляд

$$M_m(\Pi, \Pi_u, \Pi_\Delta) = C_m, \quad (1.56)$$

де  $m = 1, 2, 3, \dots$  – номери мір і можливих видів руйнування,

$$\Pi_u^2 = \Pi_{ij} \Pi_{ij}, \Pi_\Delta^3 = \det |\Pi_{ij}|, \quad (1.57)$$

$C_m$  – константи матеріалу, такі, що коли для будь-якого  $m$  виконується умова

$$M_m(\Pi, \Pi_u, \Pi_\Delta) = C_m, \quad (1.58)$$

то відбувається руйнування типу  $m$ .

Умова руйнування (1.56) записана для тривалої міцності і практично, у вигляді (1.56) не використовувалась для оцінки ймовірності руйнування при пластичній деформації. В роботі [45] встановлено взаємозв'язок теорії А. А. Ільюшина з класичними теоріями тривалої міцності. Наприклад, із критерієм Писаренко-Лебедева [46].

В роботі [47] підхід А. А. Ільюшина одержав подальший розвиток і був використаний для оцінки пластичності при обробці металів тис-



ком. Основні гіпотези, на яких будується теорія І. А. Кийко [47], зводяться до таких.

Постулюється існування тензора пластичності  $P(t, x_i)$ , який має такі властивості:  $P$  є функцією стану макрочастинки й однозначно визначається процесом деформації

$$P = P(\dot{\epsilon}_{ij}(\tau), T(\tau), \eta(\tau)), \quad (1.59)$$

де  $\dot{\epsilon}_{ij}$  – девіатор швидкостей деформацій;  $T$  – температура;  $\eta$  – показник напруженого стану.

Тензор  $P$  характеризує накопичення деформації у частинці. Вважається, що існують міри накопиченої пластичної деформації  $M_1(P)$ ,  $M_2(P), \dots$ , які є інваріантами відносно групи перетворень симетрії. Якщо по відношенню хоча б однієї з мір виконується умова

$$M_1=1, \text{ або } M_2=1, \dots, \quad (1.60)$$

то має місце руйнування відповідного типу.

І. А. Кийко виходить із припущень, що існує не менше двох, а скоріше не менше трьох різних діаграм пластичності  $e_p^k = e_p^k(T, k, \bar{\epsilon})$ , які отримуються в дослідах на просте навантаження зразка. Такий підхід, в деякій мірі, базується на ствердженнях, які мають місце в роботах В. Л. Колмогорова, А. А. Богатова [42, 48, 49] і ін. В роботі [47] використовують векторне зображення тензора-девіатора другого рангу  $P\{P_{ij}\}$  у  $p$ -вимірному просторі.

Вектор пластичності  $\vec{P}$  з координатами  $P_i$ , побудований лінійним образом на основі вектора швидкості деформацій  $\bar{\epsilon}$ , має вигляд

$$P_i(t) = \int_0^t A_{ij} [T(\tau), \eta(\tau), \bar{\epsilon}(\tau)] \dot{\epsilon}_j(\tau) d\tau. \quad (1.61)$$

Симетричні матриці функцій  $A_{ij}$  знаходяться з експериментів. Якщо ці функції не залежать від швидкості деформації, то компоненти вектора пластичності можна переписати у вигляді

$$P_i = \int_0^t \frac{\dot{\epsilon}_i d\tau}{e_{pi}(\eta)}, \quad (1.62)$$

де  $e_p(\eta)$  – діаграма пластичності, для виду навантаження і.

За твердженням І. А. Кийко руйнування буде мати місце, коли хоча б одна з компонент  $P_i$  дорівнюватиме одиниці. Необхідно відмітити, що, хоча в (1.61) записано 5 співвідношень, фактично вплив на руйнування матимуть тільки 3, так як із трьох компонент  $P_3, P_4, P_5$ , які характеризують деформації зсуву, одна є найбільшою, і, отже, викликає руйнування, а дві інші не досягають значення одиниці [47].

До недоліків критерію І. А. Кийко можна віднести такі. Компоненти  $P_i$  не враховують історію навантаження, особливо при зміні напрямку деформування. Якщо виконується одна з умов  $P_i = 1$ , то інші величини  $P_i$  ніяк не впливають на ймовірність руйнування, що викликає сумніви. Так як у загальному випадку складного навантаження інтенсивність накопичення пошкоджень залежить від усіх компонент  $P_i$ .

Більш достовірною, на наш погляд, є тензорна модель накопичення пошкоджень Г. Д. Деля [50]. В цій моделі компоненти тензора пластичних деформацій зв'язані з тензором пошкоджень за допомогою єдиної діаграми пластичності:

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_p} F(e_u, \eta) \beta_{ij} de_u^*, \quad (1.63)$$

де  $\beta_{ij}$  – компоненти направляючого тензора швидкостей деформацій;  $F(e_u, \eta) = \frac{d\varphi}{de_u}$  – позитивна функція, яка залежить від характеристик пластичності матеріалу.

Функція  $\varphi$  вибрана у вигляді степеневі залежності:

$$\varphi = (1-a) \frac{e_u}{e_p(\eta)} + a \left( \frac{e_u}{e_p(\eta)} \right)^2, \quad (1.64)$$

де  $a$  – коефіцієнт, який залежить від властивостей матеріалу.

В роботі [50] припускається, що руйнування буде мати місце тоді, коли деяка функція інваріантів тензора напружень досягне деякого значення. Перший інваріант девіатора  $\psi_{ij}$  дорівнює нулю. Нехтуючи впливом третього інваріанта, умову руйнування Г. Д. Дель записує у вигляді

$$\psi_{ij}\psi_{ij} = 1. \quad (1.65)$$

У критерії Г. Д. Деля використана тензорно-лінійна модель накопичення пошкоджень. Тензорно-нелінійна модель запропонована А. О. Мішуліним і В. М. Михалевичем [45, 51, 52]. Виходячи із загальних уявлень про зв'язок двох тензорів, який наведено А. А. Льюшиним [43], автори одержали такий вираз для компонент тензора пошкоджень:

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_p} \left( A\beta_{ij} + B \left( \beta_{ik}\beta_{kj} - \frac{1}{3}\delta_{ij} \right) \right) de_u, \quad (1.66)$$

де  $A = \frac{da}{de_u}$ ,  $B = \frac{db}{de_u}$ ,  $a = (a_1 - b_1)\varphi$ ;  $b = b_1\varphi$ ;  $a_1, b_1$  – коефіцієнти;  $\varphi$  – функція пошкоженості:

$$\varphi = \left( 1 - \frac{e_u}{e_p(\eta)} \right) + c \left( \frac{e_u}{e_p(\eta)} \right)^2, \quad (1.67)$$

де  $e_p(\eta)$  – діаграма пластичності;  $c$  – стала, яка залежить від властивостей матеріалу.

Величина  $b_1$  враховує внесок нелінійного члена правої частини рівності (1.66) у накопичення пошкоджень. Якщо  $b_1 = 0$ , то формула (1.66) збігається з (1.63). Умова руйнування в критеріях А. О. Мішуліна і В. М. Михалевича ідентична (1.65).

На рис. 1.5 наведено експериментальні результати, які отримані при двохетапному деформуванні. Там же наведено криві, які отримані в результаті розрахунків в рамках лінійної й нелінійної моделей накопичення пошкоджень [51]. На рис. 1.5  $\psi_1$  і  $\psi_2$  – використаний ресурс пластичності на першому і другому етапах деформування. З аналізу рис. 1.5 випливає, що обидві моделі задовільно описують експериментальні результати.

В роботі [53] розроблено комбінований критерій для оцінки величини використаного ресурсу пластичності при немонотонній пластичній деформації, в основу якого покладена гіпотеза про зв'язок величини використаного ресурсу пластичності з величиною накопиченої деформації й ступенем зміцнення металу в процесі пластичної

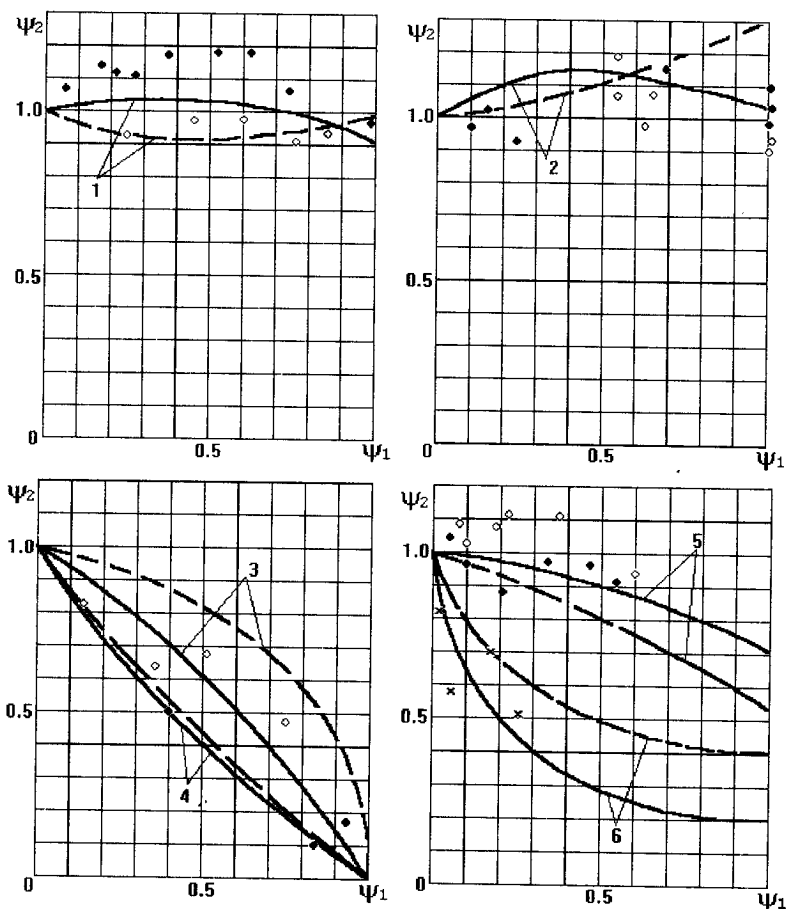


Рис. 1.5. Пластичність металів при двохетапному деформуванні:  
 --- лінійна модель ( $a = 0.5$ ); ——— нелінійна модель. 1 – кручення-розкручування ( $\circ$  – 9ХС,  $\bullet$  – 45); 2 – розтяг-стиск,  $\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{p2}} = 0,25$  ( $\circ$  – 9ХС,  $\bullet$  – Р6М5); 3 – розтяг-кручення,  $\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{p2}} = 0,4$  ( $\circ$  – Р6М5); 4 – кручення-розтяг,  $\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{p2}} = 2,5$  ( $\bullet$  – Р6М5); 5 – стиск осевий-стиск поперечний, ( $\circ$  – 9ХС,  $\bullet$  – Р6М5); 6 – стиск-розтяг,  $\frac{\epsilon_{p1}}{\epsilon_{p2}} = 4$  ( $\times$  – 9ХС).

деформації. Величина використаного ресурсу пластичності визначається сумою

$$\psi = \psi_1 + \psi_2, \quad (1.68)$$

де  $\psi_1$  – складова, яка залежить від величини інтенсивності напружень  $\sigma_u$ , або від накопиченої деформації  $e_u$  (вважається, що справедлива гіпотеза єдиної кривої течії  $\sigma_u(e_u)$ );  $\psi_2$  – складова, яка залежить від відношення  $e_u/e_p(\eta)$ .

В результаті нескладних перетворень критерій (1.68) набув вигляду

$$\psi = \int_0^{e_p} \left[ c\psi_0 \exp(-ce_u) + (1 - \psi_0(1 - \exp(-ce_p(\eta)))) \frac{1}{e_p(\eta)} \right] de_u < 1, \quad (1.69)$$

де  $c$  і  $n$  – константи, які визначаються із кривих зміцнення;  $\psi_0$  – визначається з досліджень пластичності при складних програмах навантаження. Це можуть бути дослідження з числом етапів не менше двох при сталому значенні  $\eta$ , але відомих діаграмі пластичності і кривій зміцнення.

Ідея, покладена в критерій, фізично обґрунтована. Однак, якщо врахувати, що при немонотонному навантаженні накопичена до моменту руйнування пластична деформація  $e_p$  часто досягає значень, для яких криву зміцнення побудувати практично неможливо, крім, звичайно, дослідів на стиск у камері високого тиску або інших спеціальних досліджень.

#### 1.4. Процеси холодного видавлювання

Холодне об'ємне штампування видавлюванням і висадкою являються високопродуктивними способами виготовлення найбільш точних заготовок і напівфабрикатів. Деформаційне зміцнення, яке має місце при холодній пластичній деформації, дозволяє отримувати вироби з покращеними механічними характеристиками. Сприятливі макро- і мікроструктури, оптимальний мікрорельєф поверхонь, що обробляються, стабільні і мінімальні відхилення розмірів і форм виробів дозволяють звести до мінімуму, а в деяких випадках і повністю виключити наступну обробку деталей різанням.

Незважаючи на очевидні переваги і перспективність процесів видавлювання, темпи й об'єми освоєння технологій у промисловості невисокі. Це зумовлено в основному тим, що недостатньо вивчено вплив історії навантаження, яка у свою чергу визначається формою інструмента й схемою навантаження, на пластичність. Тому в наш час мало-пластичні сплави практично не використовуються для холодного видавлювання.

Розробка і впровадження нових процесів холодного і напівгарячого об'ємного штампування [54], освоєння нових інструментальних матеріалів для штамів видавлювання [54–56], нових технологій виготовлення, термічної обробки, зміцнення поверхневого шару інструмента [57, 58] сприяють підвищенню надійності технологічної системи й розширенню області впровадження процесів видавлювання.

Удосконалення допоміжних технологічних операцій термічної обробки заготовок і підготовка їх поверхонь для пластичної деформації направлено на підвищення якості штампування [57, 59, 60], покращення умов роботи [57, 61] і розв'язання проблеми екології [62, 63]. Досвід роботи спеціалізованих цехів і ділянок холодного і напівгарячого видавлювання показує, що технологія видавлювання є ефективним способом досягнення економії металу, енергії і трудових затрат, а також високих експлуатаційних властивостей виробів [54, 64–70].

Одним із важливих етапів розробки технологій є побудова математичних моделей, які описують основні закономірності поведінки деформованого металу й систем: оснастка–машина в цілому. Для аналізу і побудови моделей процесів видавлювання використовуються різні методи теорії обробки металів тиском: ліній ковзання [71–75], сумісного розв'язання наближених рівнянь рівноваги й пластичності [76, 77], верхньої оцінки [78–81], балансу робіт і потужностей [82–84], скінчених елементів [85–89] і інші.

Для вивчення процесів видавлювання широко використовуються також експериментальні і експериментально-аналітичні методи, які дають можливість одержати найбільш цінну інформацію про локальні особливості пластичної деформації [58, 90, 91]. Ці методи добре проаналізовані в узагальнюючих роботах [77, 92, 93] і в роботах, що опи-

сують конкретні методи, в тому числі координатних сіток [94–97], муарових смуг [86, 97], методу твердості [95, 98] і інших.

Важливу роль при розв'язанні крайових задач видавлювання відіграють сили тертя. Знання сил тертя необхідно також для визначення навантажень деформування і стійкості інструменту. Існує багато методів дослідження тертя в процесах обробки тиском. Найбільш відомі методи непрямого визначення констант тертя, дослідження сил тертя безпосередньо в самих процесах деформування, моделювання умов тертя на спеціальних установках [99–103]. Найбільш достовірні дані отримують при дослідженні тертя безпосередньо в технологічних процесах [100, 104, 105–115].

Широкі можливості інтенсифікації процесів об'ємного штампування відкривають нові процеси комбінованої дії: осадка із зсувом [116], штампування з крученням [91], деякі схеми штампування з корисним використанням сил тертя [79, 117, 118], схеми деформування в рівноканальній матриці (процес простого зсуву) [115, 119].

Особливістю технології поперечного видавлювання є можливість регулювання деформаційних і силових параметрів процесу за допомогою вимірювання кінематики руху формоутворюючого інструменту. На рис. 1.6 наведена класифікація кінематичних варіантів радіального видавлювання, розроблена на основі робіт, виконаних в ЕНІКМаші і інших організаціях [120–124].

Найпростіші кінематичні схеми реалізуються при поперечному видавлюванні з односторонньою подачею металу в робочу порожнину нерухомої матриці. За 1-м варіантом доцільно виготовляти деталі із фланцями. А за 2-м – із потовщеннями різних конфігурацій (конічних, сферичних або плоских). Розглянемо особливості формозміни за цими схемами шляхом їх співставлення з варіантом видавлювання з двохстороннім деформуванням заготовки. Поперечне видавлювання з сполученою двохсторонньою подачею металу здійснюється зустрічним рухом пуансонів [121] і примусовим переміщенням матриці із швидкістю  $v_0$  (4-й варіант), меншою приблизно в 2 рази [125] швидкості руху пуансона  $v_1$ . Основна перевага двохстороннього видавлювання полягає в помітному зниженні зусиль деформування. За 5-м варіантом

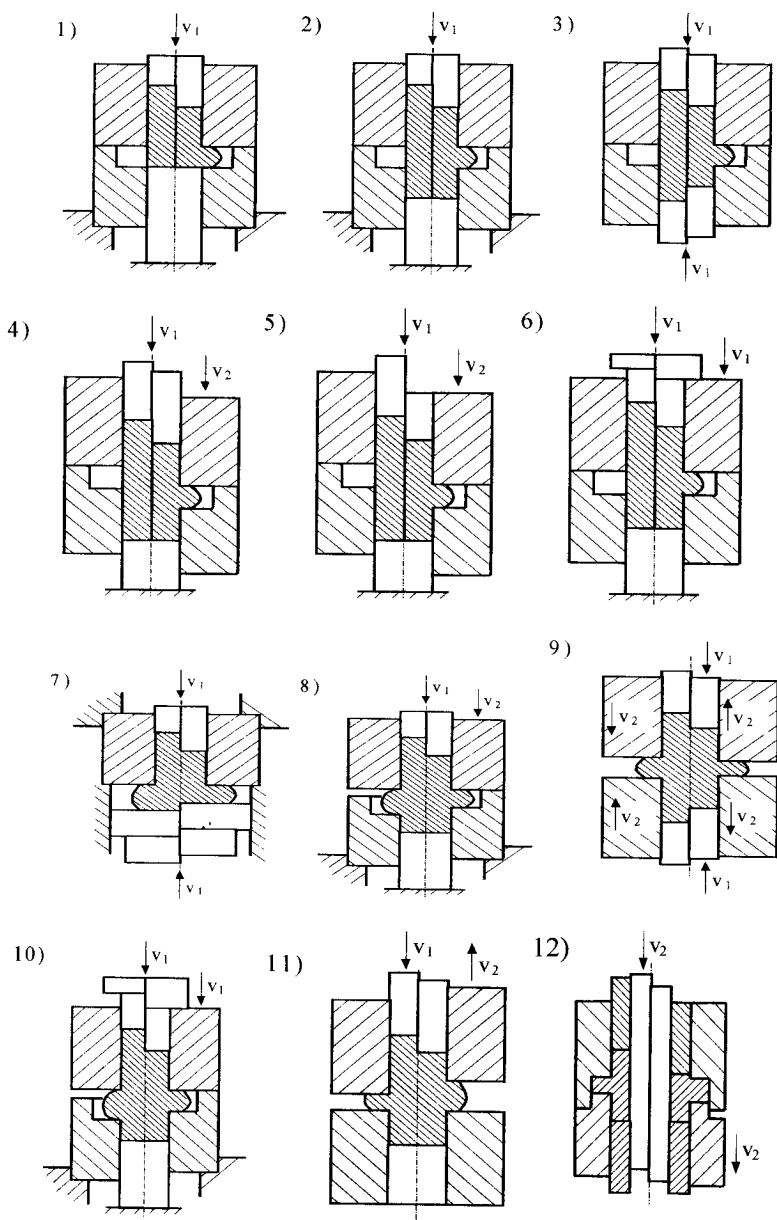


Рис. 1.6. Кінематичні варіанти поперечного видавлювання



передбачено прискорене по відношенню до пуансона переміщення матриці, яке сприяє зниженню нерівномірності деформації [123]. За 6-м варіантом матриця на першій стадії процесу нерухома, а на другій стадії вона переміщується вниз синхронно з пуансоном із швидкістю  $v_2$ . Таким способом здійснюється видавлювання з послідовною двохсторонньою подачею металу [126, 127], забезпечуючи краще заповнення поперечної порожнини.

Для 1–6-го варіантів характерне радіальне видавлювання в порожнину незмінної висоти, в той час як за 7–12-м варіантами передбачена зміна висоти приймаючої кругової порожнини. Тим самим забезпечується інтенсивна формозміна в області фланця (потовщення), що видавлюється, що доцільно для отримання фланців правильної або складної форми. За 7-м варіантом одночасно з радіальним видавлюванням або з відповідної стадії процесу виконують висадку фланця зустрічним рухом протипуансона із швидкістю  $v_2$  [128]. Це дозволяє отримати фланці з складним зовнішнім контуром, наприклад, із зубчатим профілем.

За кінематичним 8-м варіантом одночасно із зближенням пуансонів зближують напівматриці, що сприяє підвищенню якості видавлюваних фланців [129]. Реверсивне переміщення напівматриць у ході процесу видавлювання (9-й варіант) дозволяє отримати в матриці з плоскими торцями різні деталі зі ступінчастими фланцями [130]. 9-й варіант є послідовним комбінуванням радіального видавлювання й висадки. Цей спосіб у наш час застосовується, в основному, для підготовки заготовок під наступне зворотне видавлювання [123, 131, 132]. При видавлюванні за цим варіантом можна усунути викривлення фланців. Порівняно з процесом прямого видавлювання, цей варіант має переваги, так як енергозатрати знижуються і руйнувань у зоні переходу від фланця до стержня не спостерігається.

При виготовленні деталей з масивними фланцями або стовщеннями ефективний 11-й варіант із видавлюванням металу в кругову порожнину з висотою, яка безперервно збільшується [133, 134].

Для забезпечення стійкості тонкостінної полої заготовки при видавлюванні необхідно поступово збільшувати висоту робочої порож-

нини, як це передбачено за 12-м варіантом, рухом верхньої або нижньої напівматриць [135].

Експериментальні дослідження способів поперечного видавлювання підтверджують їх переваги порівняно з традиційним холодним об'ємним штампуванням (висадкою, прямим видавлюванням) в підвищенні стійкості заготовки, у зменшенні обмежень по якості торців початкової заготовки, а також у зменшенні зусиль деформування. Аналіз характеру зміни зусиль видавлювання показує, що зі зменшенням висоти робочої порожнини (товщини фланця)  $h$  різко зростають тиски (рис. 1.7а), що пов'язано з збільшенням ступеня деформування.

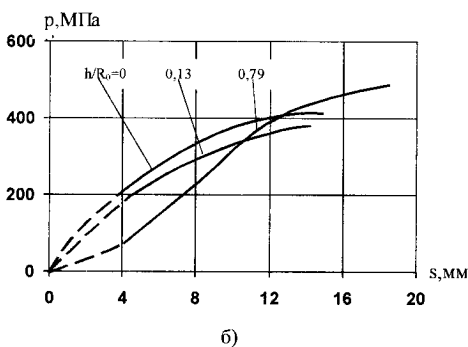
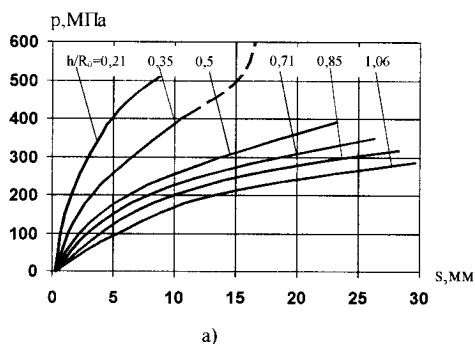


Рис. 1.7. Діаграма тиск  $p$  – хід пуансона  $S$  для різних відносних значень товщини фланця  $h/R_0$  (а) і радіуса матриці  $r/R_0$  (б), матеріал – алюміній АД1

Вплив діаметральних розмірів фланця у всіх випадках поперечного видавлювання однаковий: збільшення зовнішнього діаметра фланця, однозначно пов'язане з величиною робочого ходу пуансона  $S$ , супроводжується повільним зростанням робочих навантажень. Вплив радіуса  $r$  заокруглення матриці на значення зусиль радіального видавлювання носить більш складний характер. При збільшенні значень  $r$  знижуються зусилля на початковій стадії процесу, так як при цьому для заповнення порожнини й формування осередку деформації необхідно більше часу. По мірі розвитку процесу після досягнення металом плоскопаралельної дільниці кругової порожнини різниця в зусиллях згладжується. На останній стадії видавлювання при великих значеннях  $r/R_0 \geq 0,3 \dots 0,45$  зусилля видавлювання навіть дещо (на 5...10 %) вище, що пояснюється збільшенням об'єму металу в осередковій деформації при одному і тому ж ступені деформації (див. рис. 1.7б).

На початковій стадії видавлювання зона деформації має висоту, що не перевищує висоти поперечної порожнини. На наступних стадіях ступінь деформації металу, який прилягає до верхньої границі осередку деформації, може навіть знизитися за рахунок надходження на цю ділянку слабо деформованого металу з верхньої напівматриці. Інтенсивної деформації зазнає шар металу, який прилягає до нижньої границі пластичної зони, причому пік інтенсивності деформації  $\epsilon_i$  на епюрах безперервно зміщується вниз (рис. 1.8а). Найбільшого зміцнення набувають шари металу біля нижньої границі осередку деформації на перехідній (від стовщення до стержня) ділянці. Високий градієнт деформації впродовж указаної границі призводить до передчасного руйнування заготовки.

При видавлюванні з двохсторонньою подачею епюри розподілу деформацій в осередку деформацій симетричні на всіх стадіях видавлювання, а пік значень  $\epsilon_i$  припадає на горизонтальну вісь симетрії (рис. 1.8, б). Для одного і того ж значення ходу пуансона  $S$  величина  $\epsilon_i$  для двохстороннього деформування вища, ніж при видавлюванні з односторонньою подачею, але деформація зсуву характеризується меншими величинами і градієнтом. В зв'язку з цим до обох границь осередку деформації прилягають менш наклепані шари металу.

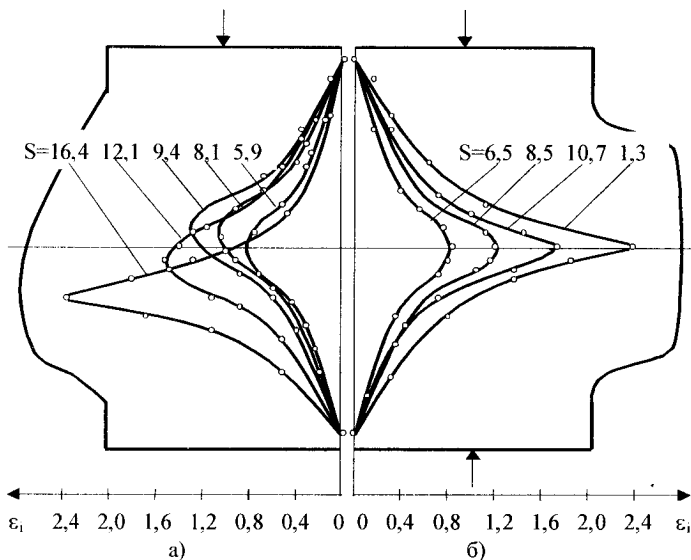


Рис. 1.8. Розподіл деформацій по осі симетрії заготовки для різних переміщень пуансона  $S$  при видавлюванні з односторонньою (а) і двохсторонньою подачами (б)

При видавлюванні металу в кругову порожнину сталого висоти по мірі віддалення від осі стержня товщина фланця, що видавлюється, безперервно зменшується. Деталі з відносно тонкими фланцями і невеликими стовщеннями (при  $h/R_0 \leq 0,3 \dots 0,4$ ) можна отримати без помітного викривлення. При великих значеннях відношення  $h/R_0$  стовщення фланця призводить до викривлення його форми і зменшення ступеня заповнення металом робочої порожнини. При видавлюванні з односторонньою подачею нижня частина порожнини заповнюється швидше, і фланець, що утворюється, набуває грибовидної форми [120, 124]. Залежність значень  $b/h$  від відносних радіуса і товщини стовщень для цього випадку наведені на рис. 1.9а.

При видавлюванні з сумісною двохсторонньою подачею стовщення мають симетричну клиноподібну форму з товщиною біля краю  $h_2$ , яка зменшується по мірі збільшення діаметра фланця (рис. 1.9б). При збільшенні висоти прийомної порожнини  $h$  ( $h/R_0 > 2$ ) можна отримати несиметричний фланець.

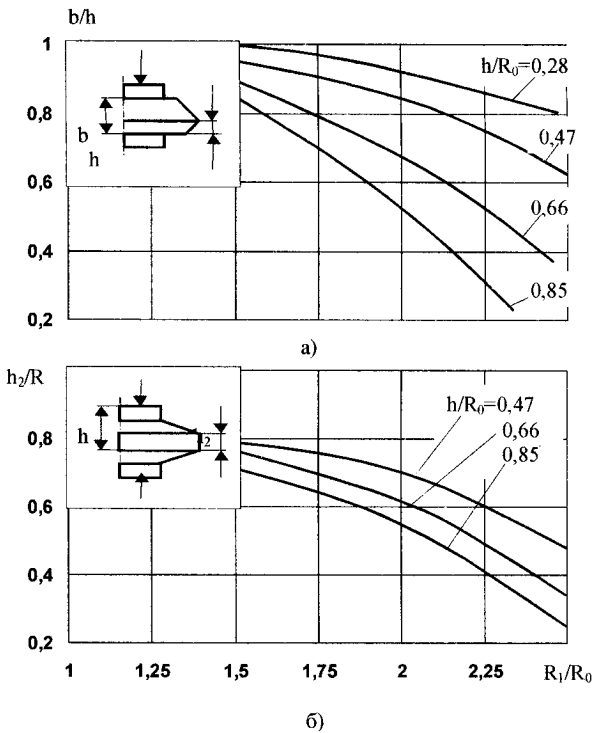


Рис. 1.9. Характеристика викривлень форми фланців при видавлюванні за 2-м (а) і 4-м (б) варіантами.

Техніко-економічна ефективність процесів поперечного видавлювання забезпечується перед усім скороченням витрат металу і зниженням трудомісткості механічної обробки різанням. Коефіцієнт використання металу збільшується в 1,5...2 рази, а час виготовлення деталей скорочується на 30...40 %.

Необхідно відмітити широкі можливості процесів обробки тиском, в яких використовується локальна пластична деформація [136–138]. Переваги такої формозміни полягають в тому, що можна досягти великих пластичних деформацій за рахунок немонотонності навантаження при відносно малих енергетичних затратах.

Наведений огляд свідчить про широкі можливості і перспективність процесів холодного об'ємного штампування. Виходячи з аналізу розглянутих схем і методів видавлювання необхідно відмітити, що при деформуванні за схемами 4–6, 8, 9–12 має місце немонотонна пластична деформація, що ускладнює теоретичний аналіз особливостей цих процесів. Крім того, практично відсутні роботи з оцінки залежності величини використаного ресурсу пластичності в об'ємі заготовок від способів формозміни і умов тертя. Недостатньо досліджено вплив величини використаного ресурсу пластичності на ефективність наступної термообробки, а також на фізико-механічні характеристики готових виробів. Практично відсутні роботи з аналізу нерівномірності і немонотонності пластичних деформацій по об'єму деформованих заготовок і їх вплив на характер виникаючих пошкоджень і інтенсивність процесів їх накопичення.

Збільшення пластичності при немонотонному навантаженні дозволяє значно розширити можливості класичних процесів та розробити більш економічні та ефективні технології. Однак досліджень впливу просторових траєкторій навантаження при немонотонній пластичній деформації на пластичність практично немає. Це пов'язано як із трудомісткістю експериментальних досліджень, так і із складністю процесів, які протікають при немонотонній пластичній деформації.

## 2. НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ПРИ НЕМОНОТОННОМУ НАВАНТАЖЕННІ

### 2.1. Визначення кінематики деформування

Для визначення поля швидкостей у стаціонарних процесах пластичної течії металу одним із найбільш ефективних є метод функцій току [139-142]. Функції току мають простий фізичний зміст [143].

#### 2.1.1. Стаціонарні процеси. Метод функцій току

При плоскій течії нестисливого середовища всі частинки здійснюють переміщення, паралельні деякій площині, яку прийmemo за площину  $xOy$ . З рівняння нерозривності (нестисливості)

$$\operatorname{div} v = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (2.1)$$

впливає, що завжди можна знайти функцію  $\psi(x,y)$ , яка задовольняє рівнянню (2.1) і зв'язана з проєкціями швидкості рівняннями

$$u = \frac{\partial \psi}{\partial y}; \quad v = -\frac{\partial \psi}{\partial x}. \quad (2.2)$$

Функція  $\psi(x,y)$  має простий гідродинамічний зміст. Диференціальне рівняння ліній току для випадку плоскої деформації мають вигляд

$$\frac{dx}{u} = \frac{dy}{v}. \quad (2.3)$$

Підставимо в (2.3) вирази (2.2):

$$\frac{\partial \psi}{\partial x} dx + \frac{\partial \psi}{\partial y} dy = d\psi = 0. \quad (2.4)$$

З (2.4) випливає, що функція току зберігає постійне значення вздовж ліній току. Тобто, сімейство ліній рівня функцій

$$\psi(x,y) = C, \quad (2.5)$$

що відповідають різним значенням  $C$ , являють собою сукупність ліній току. Функцію  $\psi(x,y)$  у зв'язку з цим називають функцією току.

Для пояснення кінематичного змісту функції току розглянемо в площині течії дві нескінченно близькі лінії току: одну, що проходить через точку  $M_0$ , із відповідним значенням функції току  $\psi_0$ , другу – через точку  $M$  з значенням функції току  $\psi = \psi_0 + d\psi$  (рис. 2.1).

Частина матеріалу, яка знаходиться між циліндричними поверхнями, перпендикулярними до площини (див. рис. 2.1), твірними для яких є лінії току, створює елементарну трубку току, яка обмежена площиною рисунка і паралельної їй площиною, яка знаходиться на відстані одиниці довжини від площини рисунка.

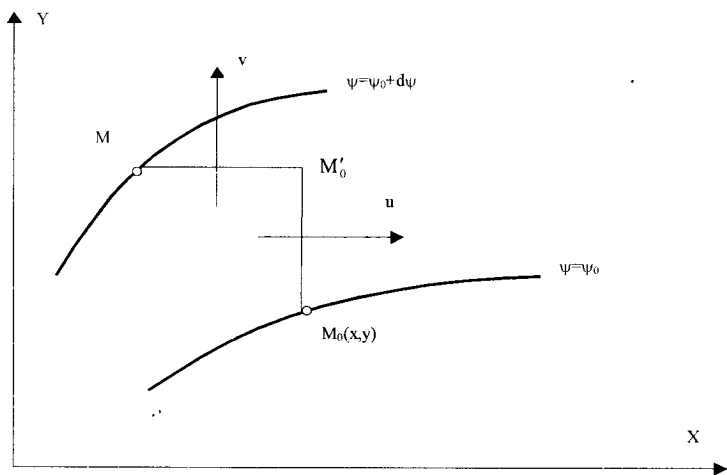


Рис. 2.1. Трубка току

Так як елементарна секундна об'ємна витрата  $dQ$  через будь-який переріз трубки току не залежить від форми цього перерізу, виберемо його у вигляді сукупності двох паралельних осей координат відрізків  $M_0M'_0 = dy$  і  $M'_0M = -dx$ . Тоді

$$dQ = udy - vdx = \frac{\partial\psi}{\partial y} dy + \frac{\partial\psi}{\partial x} dx = d\psi, \quad (2.6)$$



звідки впливає вираз для витрати через кінцеву по поперечних розмірах трубку току  $M_0M$ :

$$Q = \int_{M_0}^M dQ = \psi(M) - \psi(M_0). \quad (2.7)$$

Так як, згідно з системою рівнянь (2.2), функція току визначається з точністю до адитивної сталої, то можна довільну лінію току розглядати як нульову, вважаючи, що вздовж неї  $\psi(x,y) = 0$ .

При осесиметричній пластичній деформації металу в каналі з криволінійними границями кінематика процесу аналогічна плоскій течії. Нанесемо на меридіональну поверхню заготовки сімейство допоміжних ліній, перпендикулярних осі симетрії. В кожній точці цієї лінії току функція току дорівнює її значенню в точці перетину цієї лінії току з границею  $\Gamma_1$  (рис. 2.2):

$$\Psi_{i,j} = \Psi_{1,j}. \quad (2.8)$$

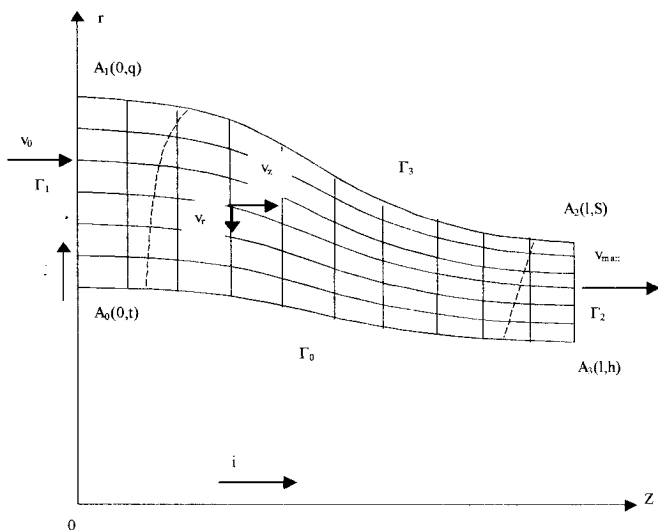


Рис. 2.2. До визначення кінематики деформування при осесиметричній течії у каналі, який сходиться,  $i = 1 \dots n, j = 1 \dots m$ , де  $n$  – кількість допоміжних ліній,  $m$  – кількість ліній току, включаючи  $\Gamma_0$  і  $\Gamma_3$ ,  $v_0$  і  $v_{\max}$  – швидкості частинок матеріалу на вході в канал і на виході з нього

Уздовж  $\Gamma_1$  функція току

$$\psi_{1,j} = \pi v_0 (R_{1,j}^2 - R_{1,1}^2). \quad (2.9)$$

де  $v_0$  – швидкість недеформованого металу до входу в канал матриці;  $R_{1,1}$ ,  $R_{1,j}$  – радіуси 1-ої і  $j$ -ої ліній току на вході в канал.

Виберемо нормуючий множник

$$\lambda = \frac{1}{\sqrt{R_{1,m}^2 - R_{1,1}^2}} \quad (2.10)$$

і прийmemo, що

$$\psi_{1,j} = R_{1,j}^2 - R_{1,1}^2, \quad (2.11)$$

що відповідає витраті з точністю до множника  $\pi v_0$ , тоді на границях  $\Gamma_3$  і  $\Gamma_0$

$$\psi|_{\Gamma_3} = 1; \quad \psi|_{\Gamma_0} = 0. \quad (2.12)$$

Швидкості течії матеріальних частинок [140]

$$v_z = \frac{1}{2\pi r} \frac{\partial \psi}{\partial r}; \quad v_r = -\frac{1}{2\pi r} \frac{\partial \psi}{\partial z}. \quad (2.13)$$

З умови відсутності на границях  $\Gamma_1$  і  $\Gamma_2$  радіальних складових швидкості ( $v_r|_{\Gamma_{1,2}} = 0$ ) витікають обмеження, які накладаються на похідні від функцій току на цих границях:

$$\left. \frac{\partial \psi}{\partial z} \right|_{\Gamma_{1,2}} = 0. \quad (2.14)$$

Якщо  $\Gamma_0$  збігається з віссю симетрії, то  $v_r|_{\Gamma_0} = 0$ , тому

$$\left. \frac{\partial \psi}{\partial z} \right|_{\Gamma_0} = 0, \quad (2.15)$$

крім того, в цьому випадку виконується умова симетрії функції току й осьової швидкості течії:

$$\left. \frac{\partial \psi}{\partial r} \right|_{\Gamma_0} = 0; \quad \left. \frac{\partial^3 \psi}{\partial r^3} \right|_{\Gamma_3} = 0. \quad (2.16)$$

Компоненти тензора швидкостей деформацій і їх інтенсивність обчислюються за формулами

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_\varphi &= \frac{v_r}{r} = -\frac{1}{2\pi r^2} \frac{\partial \psi}{\partial z}; \\ \dot{\epsilon}_z &= \frac{v_z}{z} = \frac{1}{2\pi r} \frac{\partial^2 \psi}{\partial z \partial r}; \\ \dot{\epsilon}_r &= \frac{\partial v_r}{\partial r} = +\frac{1}{2\pi r^2} \frac{\partial \psi}{\partial z} - \frac{1}{2\pi r} \frac{\partial^2 \psi}{\partial z \partial r} = -\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z; \\ \dot{\gamma}_{rz} &= \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{\partial v_r}{\partial z} = \frac{1}{2\pi r} \left( \frac{\partial^2 \psi}{\partial r^2} - \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} \right); \\ \dot{\epsilon}_u &= \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_r)^2 + (\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\varphi)^2 + \frac{2}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2}. \end{aligned} \quad (2.17)$$

Для отримання дійсних значень швидкостей течії (2.13) необхідно помножити на  $\lambda v_0$ , а швидкості деформації (2.17) – на  $\lambda v_0$ .

Ступінь деформації будемо визначати за формулою

$$e_u(z, r) = \int_0^t \dot{\epsilon}_u(z(\tau), r(\tau)) d\tau, \quad (2.18)$$

де  $t$  – час, за який частинка проходить шлях  $S$  вздовж лінії току.

### 2.1.2. Розрахунок кінематики деформування на базі сплайн-апроксимації

Для розрахунку швидкостей течії (2.13) і швидкостей деформацій (2.17) необхідно знати функції току або апроксимацію експериментальних значень функцій току. Для апроксимації функції току нами використані згладжуючі кубічні сплайн-функції [144]:

$$S_i(x) = \sum_{j=1}^3 a_{i,j} (x - x_i)^j, \quad x \in [x_i, x_{i+1}], \quad (2.19)$$

$$i = 1, \dots, N-1,$$

де  $N$  – число вузлів сплайну.

В [144] показано, що згладжуючий кубічний сплайн отримують при розв'язанні задачі по мінімізації функціонала

$$\int_{x_1}^{x_N} |S''(x)|^2 + \sum_{i=1}^N \frac{1}{\rho_i} (f_i - S(x_i))^2, \quad (2.20)$$

де  $f_i$  – значення функції, що згладжується у вузлі;  $\rho_i \geq 0$  – ваговий коефіцієнт;  $x_1, x_N$  – границі області визначення функції  $f(x)$ .

Така структура функціоналу (2.20) забезпечує мінімальну кривизну сплайну  $S(x)$  і, одночасно, найменше відхилення сплайну від функції, що згладжується у вузлах. Необхідне співвідношення між цими вимогами забезпечується вибором вагових коефіцієнтів.

Для реалізації алгоритму апроксимації функції току перейдемо від сітки, створеної лініями току і допоміжними лініями (див. рис. 2.2) до прямокутної сітки (рис. 2.3). Найбільш зручною з точки зору алгоритмічності буде така розрахункова сітка, вузли якої попадають на криволінійну границю області (див. рис. 2.3). Пропонується такий алгоритм побудови цієї сітки для областей, у яких  $\Gamma_0$  збігається з віссю  $z$ .

На ділянках границі  $\Gamma_3$ , паралельних осі  $z$  ( $A_1A_2$  і  $A_3A_4$ ), а також на лінії  $A'_4A_4$  будується рівномірна розрахункова сітка з параметрами

$$\Delta_z = \frac{z_3 - z_2}{k_3 - k_2}, \quad \Delta_r = \frac{f(z_2) - f(z_3)}{k_3 - k_2},$$

де  $k_2, k_3$  – порядкові номери ліній, які проходять через точки  $A_2$  і  $A_3$ ;  $z_1, z_2, z_3$  – координати точок  $A_1, A_2, A_3$ ;  $f(z)$  – рівняння границі  $\Gamma_3$ .

Для зменшення впливу випадкових помилок експериментальної інформації про лінії току використовували алгоритм згладжування функції із заданою точністю [144, 145]. Абсолютна похибка вимірювання координати  $r_{j\text{-ої}}$  лінії току (див. рис. 2.2) не перевищує величину

$$\delta_{ij} = \delta_u + \delta_{i,j}^0 \quad (2.21)$$

де  $\delta_u$  – похибки вимірювального інструменту, дорівнює половині ціни поділки;  $\delta_{i,j}^0$  – похибка, зумовлена неточністю вимірювання координати в границях товщини лінії сітки.

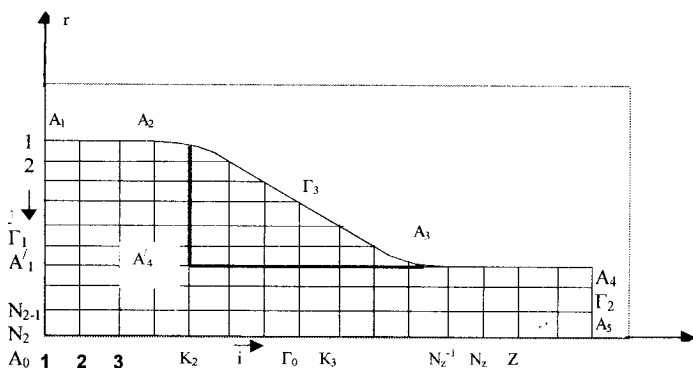


Рис. 2.3. До алгоритму побудови розрахункової сітки в змінних Ейлера

Якщо вважати, що результатом вимірювання є середина лінії сітки, то  $\delta_{i,j}^0$  дорівнює половині товщини цієї лінії. Товщина лінії змінюється вздовж лінії току й з умови сталості розходу

$$\delta_{i,j}^0 = \frac{1}{2} \delta_0 \frac{r_{1,j}}{r_{i,j}} \frac{1}{v_{z,j}} = \delta_0 \frac{r_{i,j+1} - r_{i,j-1}}{4\Delta_f}, \quad (2.22)$$

де  $\delta_0$  – товщина лінії сітки до деформування;  $\Delta_f$  – крок вихідної сітки (відстань між сусідніми лініями).

Швидкість  $v_z$  у (2.22) замінено скінченнорізницевою апроксимацією формули (2.13).

В інших точках ліній току абсолютну похибку визначали за (2.21) з урахуванням (2.22), а при згладжуванні лінії току, яка збігається з границею  $\Gamma_3$ , приймали  $\delta_{i,m} = \delta_u$ . Для того, щоб забезпечити виконання умови (2.14), необхідно задати на краях сплайну нульову першу похідну.

При згладжуванні ліній току переходимо в розрахункову сітку, у якій лінії перпендикулярні осі симетрії, можуть не збігатися з допомі-

жними лініями, в яких задана вихідна інформація. Потім апроксимуємо функції току вздовж ліній розрахункової сітки перпендикулярних осі  $z$ :  $\psi = \psi(z = z_i, r)$ , при цьому визначаємо осьову швидкість течії за формулою (2.13) і виконуємо інтерполяцію функції току з фізичної сітки в розрахункову. Виконання граничних умов (2.15) і (2.16) на границях  $\Gamma_0$  і  $\Gamma_3$  задовольняємо заданням відповідних крайових умов для сплайну, а також нульових вагових коефіцієнтів. Якщо граничні умови для похідних не задані, то згідно з [144] приймаємо на краях нульову кривизну.

Потім апроксимуємо функції току вздовж ліній розрахункової сітки, перпендикулярних осі  $r$ :  $\psi = \psi(z, r = r_j)$ . На границях  $\Gamma_1$  і  $\Gamma_2$  згідно з (2.14) приймаємо першу похідну і ваговий коефіцієнт рівними нулю, а у випадку, коли крайній вузол сплайну попадає на  $\Gamma_3$ , першу похідну задаємо з умови ковзання частинки по границі:

$$\frac{\partial \psi}{\partial z} = -2rv_z \frac{df}{dz}.$$

Радіальну швидкість течії визначаємо за (2.13).

Після визначення швидкостей течії переходимо до розрахунку швидкостей деформації за (2.17), для чого апроксимуємо швидкості течії послідовно вздовж  $r$  і  $z$  і обчислюємо відповідні похідні. Умови

$$v_z|_{\Gamma_1} = 1; \quad v_z|_{\Gamma_2} = \frac{1}{(S^2 - t^2)}; \quad v_r|_{\Gamma_{1,2}} = 0, \quad \frac{\partial v_z}{\partial z}|_{\Gamma_{1,2}} = 0,$$

а також умови осьової симетрії:

$$v_r|_{\Gamma_0} = 0; \quad \frac{\partial v_z}{\partial r}|_{\Gamma_0} = 0$$

врахували відповідними крайовими умовами сплайна і нульовими ваговими коефіцієнтами. Швидкості деформації, розраховані за алгоритмом, оснований на апроксимації вихідних даних функціями одного аргументу, можуть не задовольняти умови нестисливості. Відхилення від умови нестисливості можна використати для оцінки точності розрахунків:

$$\delta_{\varepsilon}^{ij} = \frac{\dot{\varepsilon}_{\varphi} + \dot{\varepsilon}_r + \dot{\varepsilon}_z}{\dot{\varepsilon}_u}, \quad (2.23)$$

і в середньому для заготовки

$$\delta_{\varepsilon} = \frac{1}{N} \sum_{i,j}^N |\delta_{\varepsilon}^{ij}| \cdot 100\%, \quad (2.24)$$

де  $N$  – загальне число вузлів розрахункової сітки.

Як показали чисельні експерименти [144] середня похибка дорівнює  $\delta_{\varepsilon} = 8...10\%$ .

Ступінь деформації визначали інтегруванням інтенсивності швидкостей деформацій уздовж ліній току, тобто в лагранжево-ейлерових змінних. Так як інтенсивність швидкостей деформацій визначена у змінних Ейлера, то необхідно інтерполювати її у фізичну сітку.

Час, за який частинка досягає точки з координатою  $z$  на лінії току

$$t(z, r_0) = \int_0^z \frac{dz^*}{v_z(z^*, r_0)} \quad (2.25)$$

обчислювали з використанням сплайн-апроксимації підінтегральної функції і послідуячого інтегрування отриманого сплайну. Потім  $t$  використовували в якості аргументу при побудові апроксимації підінтегральної функції (2.18), інтегрування якої також виконується з використанням сплайнів.

Розроблену методику, основу на апроксимації експериментальних даних згладжуючими кубічними сплайнами одного аргументу, використовували при визначенні кінематики деформування для стаціонарних осесиметричних процесів.

## 2.2. Визначення компонент тензора швидкостей деформацій методом координатних сіток

При дослідженні нестационарних процесів пластичної формозміни експериментально-розрахунковими методами значно зростає трудомісткість експерименту і, як наслідок, трудомісткість його обробки. Це пов'язано з тим, що напружено-деформований стан у цьому випадку є

функцією не тільки координат, але і часу. Тому процес деформування розбивають на ряд етапів, на кожному з яких експеримент переривають, заготовку витягують із пристрою і заміряють координати вузлів деформованої сітки, нанесеної на меридіональний переріз заготовки. Експериментальні дані представляють у вигляді таблично заданих функцій (масивів) поточних (ейлерових) координат  $z, r$  від початкових (лагранжевих) координат  $z_0, r_0$  і часу (номера етапу деформування). Потім заготовку вставляють у пристрій і деформують до наступного етапу. Інколи використовується методика, коли декілька заготовок з однаковою вихідною сіткою деформують до різних етапів.

Компоненти тензора швидкостей деформацій при осесиметричній деформації визначали за спотворенням координатної сітки, нанесеної на меридіональний переріз за формулами [146]

$$\dot{\epsilon}_r = \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial t} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} \right];$$

$$\dot{\epsilon}_\varphi = \frac{1}{r} \frac{\partial r}{\partial t}; \quad (2.26)$$

$$\dot{\epsilon}_z = \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial t} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 r}{\partial r_0 \partial t} \right];$$

$$\dot{\gamma}_{rz} = \frac{r}{r_0} \left[ \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} + \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial t} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial t} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial t} \right].$$

Функції ейлерових координат від лагранжевих  $z(z_0, r_0, t)$  і  $r(z_0, r_0, t)$  отримували шляхом апроксимації експериментальних даних кубічними сплайнами. Роль критерію якості апроксимації у цьому випадку виконує функціонал [144]

$$I_1(S) = \int_{x_1}^{x_N} |S''(x)|^2 dx + \sum_{i=1}^N \frac{1}{\rho_i} (f_i - S(x_i))^2, \quad (2.27)$$

де  $f_i$  – значення функції, що згладжується у вузлі;  $\rho_i \geq 0$  – ваговий коефіцієнт;  $x_1$  і  $x_N$  – границі області визначення функції  $f(x)$ .



З точки зору швидкодії і мінімального об'єму пам'яті для зберігання проміжних результатів доцільна така послідовність обчислення частинних похідних у формулах (2.26). Спочатку обчислювали похідні по часу (за номерами етапів деформування)  $\partial z_{ij}(t)/\partial t$  і  $\partial r_{ij}(t)/\partial t$  для всіх вузлів сітки. Ця інформація зберігається і далі на кожному етапі вздовж ліній  $z_{0i} = const$ ,  $r_{0i} = const$  обчислюємо похідні від поточних координат  $r(t = const)$ ,  $z(t = const)$  і від раніше визначених функцій за вихідними координатами  $r_0$  і  $z_0$ . Залежності  $r(z_0, r_0 = const, t = const)$ ,  $\frac{\partial r}{\partial t}(z_0 = const, r_0, t = const)$  і т.д. апроксимуємо кубічними сплайнами, які потім легко диференціюються. Краєві умови сплайнів можна задати, виходячи із граничних умов у точках, які належать лініям, на яких ці умови відомі. На основі симетрії виконується умова

$$r = \frac{\partial^2 r}{\partial r_0^2} = \frac{\partial r}{\partial z_0} = \frac{\partial^2 z}{\partial r_0} = \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{\partial r}{\partial z_0}, \frac{\partial z}{\partial r_0}, r \right) = 0. \quad (2.28)$$

Якщо лінія  $i = 1$  або лінія  $i = N_z \in$  границю, яка відділяє деформовану частину заготовки від недеформованої, то на цих лініях виконуються умови

$$\frac{\partial r}{\partial z_0} = \frac{\partial z}{\partial r_0} = 0; \quad \frac{\partial r}{\partial r_0} = \frac{\partial z}{\partial z_0} = 1; \quad \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{\partial r}{\partial r_0}, \frac{\partial z}{\partial z_0}, \frac{\partial r}{\partial z_0}, \frac{\partial z}{\partial r_0} \right) = 0. \quad (2.29)$$

У крайніх точках сплайна при невідомих граничних умовах можна прийняти крайові умови нульової кривизни.

При апроксимації за часом необхідно врахувати, що на початку процесу деформування ( $t_0 = 0$ ) виконуються умови

$$\frac{\partial z}{\partial z_0} = \frac{\partial r}{\partial r_0} = 1; \quad \frac{\partial r}{\partial z_0} = \frac{\partial z}{\partial r_0} = 0; \quad r=r_0, \quad z=z_0. \quad (2.30)$$

Відмітимо, що формули (2.26) не гарантують тотожного виконання умови нестисливості, тому точність виконання цієї умови можна вважати сумарною оцінкою похибки вимірювання вихідних даних, апроксимації й обчислення похідних. Оцінку похибки в  $i, j$ -тому вузлі

можна зробити за формулою (2.23), а в середньому за зразком з формули (2.24).

Точність, із якою виконується умова нестисливості, можна оцінити на кожному етапі з виразу

$$\frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial z}{\partial z_0} - \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial z}{\partial r_0} = \frac{r_0}{r}. \quad (2.31)$$

В  $i, j$ -ому вузлі точність виконання умови (2.31) визначається виразом

$$\delta_{D}^{ij} = \left[ \frac{r}{r_0} \left( \frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial z}{\partial z_0} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial z}{\partial r_0} \right) - 1 \right]. \quad (2.32)$$

Для отримання апроксимації експериментальних даних, що мають найменше відхилення від умови нестисливості (2.31), доцільно використовувати ітераційний вибір вагових коефіцієнтів сплайна. Початкове наближення будували з нулевими ваговими коефіцієнтами сплайна  $\rho_0^{ij} = 0$ . Потім реалізували ітераційний процес:

$$\rho_{k+1}^{ij} = \left( \frac{\delta_{Dk}^{ij}}{\delta_k} \right)^2 \rho, \quad (2.33)$$

де  $\delta_D$  – базова похибка виконання умови нестисливості, яку приймали рівною 0,05;  $\rho$  – базовий коефіцієнт згладжування (в результаті чисельних експериментів встановлено, що найменша середня похибка за (2.24) досягається при  $\rho = 0,1 \dots 0,01$ );  $k$  – номер ітерації.

Якщо в результаті експерименту одержані деформовані координатні сітки менше, ніж для 3-х етапів (не враховуючи нульового), то дослідження процесу пластичної деформації за наведеним алгоритмом недоцільно у зв'язку з тим, що точність визначення похідних за часом по 3-ох або меншому числі точок досить низька. Для таких зразків можна визначити головні логарифмічні деформації на кожному етапі. Головні логарифмічні деформації можна визначити за формулами [95]

$$e_{1,2} = \ln \left[ \left( A + B \pm \sqrt{S^2 + (A - B)^2} \right) / 2 \right] / 2, \quad (2.34)$$

$$\text{де } S = 2 \left( \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial z}{\partial r_0} + \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial r}{\partial r_0} \right); A = \left( \frac{\partial z}{\partial z_0} \right)^2 + \left( \frac{\partial r}{\partial z_0} \right)^2, B = \left( \frac{\partial z}{\partial r_0} \right)^2 + \left( \frac{\partial r}{\partial r_0} \right)^2.$$

Наведений метод координатних сіток використовували також для визначення пористості при пластичній деформації пористих тіл [147].

Пористість матеріалу в цій точці визначали також шляхом вирівнювання малих об'ємів матеріалу з подальшим гідростатичним зважуванням. Крім того, пористість у кожному вузлі координатної сітки визначали таким шляхом. Так як

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\theta}}{1 - \theta}, \quad (2.35)$$

то легко показати, що

$$\theta = \theta_0 \exp \int_0^t (\dot{\epsilon}_r + \dot{\epsilon}_\varphi + \dot{\epsilon}_z) dt, \quad (2.36)$$

де  $\theta$  – пористість при даній пластичній деформації;  $\theta_0$  – початкова пористість.

Якщо пористість визначається на вільній поверхні, де  $\sigma_r = 0$ , то використовуючи рівняння (2.35) і рівняння [10]:

$$\dot{\epsilon}_r - \frac{\dot{\epsilon}}{3} = \frac{\dot{\gamma}}{\tau} (\sigma_r - p);$$

$$\psi \dot{\epsilon} \tau = \varphi r \dot{\gamma},$$

отримаємо таке диференціальне рівняння:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\dot{\epsilon}_r (1 - \theta)}{\frac{1}{3} - \frac{\psi}{\varphi}}, \quad (2.37)$$

де  $\varphi, \psi$  – функції пористості.

Якщо врахувати, що

$$\dot{\epsilon}_r = \dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\varphi,$$

то рівняння (2.37) набуде вигляду

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{(\dot{\epsilon}_\varphi + \dot{\epsilon}_z)(1-\theta)}{\frac{2}{3} - \frac{\psi}{\varphi}}. \quad (2.38)$$

При відомих експериментальних залежностях  $\dot{\epsilon}_r(t), \dot{\epsilon}_\varphi(t), \dot{\epsilon}_z(t)$  диференціальні рівняння (2.37) і (2.38) розв'язували чисельно відносно невідомої функції  $\theta(t)$ . Порівняння експериментальних результатів, одержаних при гідрозважуванні з розрахунковими, одержаними при осадці пористих заготовок, показали, що розходження отриманих результатів не перевищує похибок вимірювань. Крім того, розрахунковий метод менш трудомісткий, ніж гідрозважування.

### 2.3. Визначення компонент тензора напружень

Компоненти девіатора напружень визначали за співвідношеннями теорії течії:

$$S_\varphi = \sigma_\varphi - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_\varphi; \quad S_r = \sigma_r - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_r; \quad S_z = \sigma_z - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\epsilon}_z; \quad (2.39)$$

$$\tau_{rz} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{\dot{\epsilon}_u} \dot{\gamma}_{rz}.$$

Інтенсивність швидкостей деформацій і компоненти тензора швидкостей деформацій визначали за формулами (2.17). Значення інтенсивності напружень  $\sigma_u$  знаходили за кривою течії  $\sigma_u(e_u)$ , а накопичену деформацію  $e_u$  розраховували за формулою (2.18).

Гідростатичне напруження  $\sigma$  визначали шляхом інтегрування диференціальних рівнянь рівноваги, які при осесиметричній деформації мають вигляд

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} = 0; \quad (2.40)$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0. \quad (2.41)$$

При цьому також використовували інтегральне рівняння рівноваги

$$P = 2\pi \int_0^R \sigma_z r dr, \quad (2.42)$$

де  $R$  – радіус деформованого тіла;  $P$  – зусилля, яке визначається при деформуванні досліджуваного тіла.

$$\sigma_r = (\sigma_r)_A + \int_r^R \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{S_r - S_\phi}{r} \right) dr, \quad (2.43)$$

де  $(\sigma_r)_A$  – радіальне напруження в точці А границі (рис. 2.4).

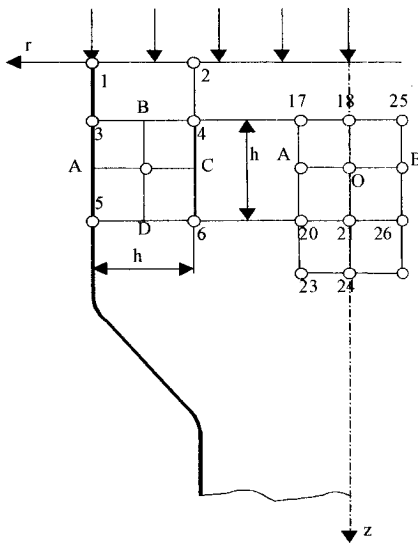


Рис. 2.4. Схема до розрахунку поля напружень

Осьове напруження

$$\sigma_z = S_z + \sigma_r - S_r. \quad (2.44)$$

Після підстановки (2.44), (2.43) у (2.42) знаходимо:

$$(\sigma_r)_A = \frac{1}{\pi R^2} \left( P - 2\pi \int_0^R (S_z - S_r + S) r dr \right), \quad (2.45)$$

$$\text{де } S = \int_r^R \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_\varphi}{r} \right) dr. \quad (2.46)$$

Для визначення напружень в інших точках радіуса використовували рівняння (2.43) у вигляді

$$(\sigma_r)_i = (\sigma_r)_{i+1} + \int_{r_{i+1}}^r \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_\varphi}{r} \right) dr. \quad (2.47)$$

Напруження  $\sigma_z$  і  $\sigma_\varphi$  обчислювали вздовж радіуса до осі за формулами

$$\begin{aligned} (\sigma_z)_i &= (\sigma_r)_i - (S_r)_i + (S_z)_i; \\ (\sigma_\varphi)_i &= (\sigma_r)_i - (S_r)_i + (S_\varphi)_i. \end{aligned} \quad (2.48)$$

Аналогічно розраховували напруження вздовж інших паралельних радіусів. Значення осьових напруження  $\sigma_z$  вздовж вертикальних ліній визначали шляхом інтегрування другого диференціального рівняння рівноваги (2.41) (див. рис. 2.4):

$$(\sigma_z)_D = (\sigma_z)_B - \int_{z_B}^{z_D} \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right) dz. \quad (2.49)$$

У розглянутому вище методі визначення напружень одне з диференціальних рівнянь рівноваги залишається незадовільненим. Для уточнення розв'язку і задовільнення рівнянь рівноваги використаємо методику [22]. Для цього перепишемо рівняння рівноваги в скінчених різницях. Для точки O (див. рис. 2.4) матимемо:

$$\frac{(\sigma_r)_A - (\sigma_r)_C}{h} + \frac{(\tau_{rz})_D - (\tau_{rz})_B}{h} + \frac{(S_r)_O - (S_\varphi)_O}{r_0} = 0; \quad (2.50)$$

$$\frac{(\sigma_z)_D - (\sigma_z)_B}{h} + \frac{(\tau_{rz})_A - (\tau_{rz})_C}{h} + \frac{(\tau_{rz})_0}{r_0} = 0.$$

Рівняння (2.50) виразимо через напруження в точках 3, 4, 5, 6 паралельних рядів:

$$\begin{aligned}
& (\sigma_r)_3 + (\sigma_r)_5 - (\sigma_r)_6 + (\tau_{rz})_5 + (\tau_{rz})_6 - (\tau_{rz})_3 + \\
& + 2h \frac{(\sigma_r)_3 + (\sigma_r)_6 - (\sigma_\varphi)_3 - (\sigma_\varphi)_6}{r_3 + r_6} = (\sigma_r)_4 + (\tau_{rz})_4; \\
& (\sigma_z)_5 + (\sigma_z)_6 - (\sigma_z)_3 + (\tau_{rz})_3 + (\tau_{rz})_5 - (\tau_{rz})_6 + \\
& + 2h \frac{(\tau_{rz})_3 + (\tau_{rz})_6}{r_3 + r_6} = (\sigma_z)_4 + (\tau_{rz})_4.
\end{aligned} \tag{2.51}$$

Позначимо ліві частини рівнянь (2.51) через  $\Phi_1, \Phi_2$  і перепишемо їх для точки 4 у вигляді

$$\sigma + S_r + \tau_{rz} = \Phi_1; \tag{2.52}$$

$$\sigma + S_z + \tau_{rz} = \Phi_2.$$

Для уточнення  $S_\varphi$  скористаємось умовою нестисливості, із якої випливає, що

$$\Delta S_r + \Delta S_\varphi + \Delta S_z = 0, \tag{2.53}$$

і рівнянням, яке отримується з умови пластичності:

$$\bar{S}_r \Delta S_r + \bar{S}_z \Delta S_z + \bar{S}_\varphi \Delta S_\varphi + 2\bar{\tau}_{rz} \Delta \tau_{rz} = 0. \tag{2.54}$$

Перепишемо рівняння (2.52) у вигляді

$$\sigma + \Delta S_r + \Delta \tau_{rz} = \varphi_1; \quad \sigma + \Delta S_z + \Delta \tau_{rz} = \varphi_2; \tag{2.55}$$

$$\text{де } \varphi_1 = \Phi_1 - \bar{S}_r - \bar{\tau}_{rz}, \quad \varphi_2 = \Phi_2 - \bar{S}_z - \bar{\tau}_{rz}. \tag{2.56}$$

З рівнянь (2.53), (2.54) і (2.55) знаходимо:

$$\begin{aligned}
\Delta S_r &= \Delta S_z + \varphi_1 - \varphi_2; \\
\Delta S_\varphi &= \varphi_2 - \varphi_1 - 2\Delta S_z; \\
\Delta \tau_{rz} &= A \cdot \Delta S_z + B;
\end{aligned} \tag{2.57}$$

$$\Delta S_z = \frac{3(\varphi_2 - \varphi_1) - AB}{6 + A^2};$$

де  $A = \frac{3\bar{S}_\varphi}{2\bar{\tau}_{rz}}; B = \frac{(\bar{S}_\varphi - \bar{S}_r)(\varphi_1 - \varphi_2)}{2\bar{\tau}_{rz}}.$

Тоді компоненти тензора і середнє напруження в точці 4 обчислюються за допомогою співвідношень

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{1}{2}(\varphi_1 - \varphi_2 - \Delta S_\varphi) - \Delta\tau_{rz}; \\ \sigma_r &= \sigma + \bar{S}_r + \Delta S_r; \\ \sigma_z &= \sigma + \bar{S}_z + \Delta S_z; \\ \sigma_\varphi &= \sigma + \bar{S}_\varphi + \Delta S_\varphi; \\ \tau_{rz} &= \bar{\tau}_{rz} + \Delta\tau_{rz}. \end{aligned} \quad (2.58)$$

Через  $\bar{S}_r, \bar{S}_\varphi, \bar{S}_z, \bar{\tau}_{rz}$  позначені компоненти девіатора напружень, отримані в результаті попереднього наближення. За відомим в точці 4 напруженням обчислюємо їх в інших точках цього радіуса.

Для точок, розміщених на осі симетрії  $z$ , диференціальне рівняння (2.41) перепишемо у вигляді

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + 2 \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} = 0. \quad (2.59)$$

В рівнянні (2.41) невизначеність  $\frac{0}{0}$  при  $r = 0$  у дробі  $\tau_{rz}/r$  розкрито за правилом Лопіталя. Запишемо рівняння (2.59) для точки 0 на осі  $z$  у скінчених різницях (див. рис. 2.4):

$$\frac{(\sigma_z)_{21} - (\sigma_z)_{18}}{h} + \frac{(\tau_{rz})_A - (\tau_{rz})_B}{h} = 0; \quad (2.60)$$

де  $(\tau_{rz})_A = \frac{(\tau_{rz})_{17} - (\tau_{rz})_{20}}{2} = 0, (\tau_{rz})_B = \frac{(\tau_{rz})_{25} - (\tau_{rz})_{26}}{2} = 0.$

Тоді, осьове напруження в точці 21:

$$(\sigma_z)_{21} = (\sigma_z)_{18} - ((\tau_{rz})_{17} + (\tau_{rz})_{20}). \quad (2.61)$$



Аналогічно в точці 24

$$(\sigma_z)_{24} = (\sigma_z)_{21} - ((\tau_{rz})_{23} + (\tau_{rz})_{20}). \quad (2.62)$$

Таким чином, використовуючи компоненти тензора напружень, розраховані для точок радіуса  $R$  за формулами (2.61), (2.62) визначали напруження по всій пластичній області.

#### 2.4. Визначення компонент тензора напружень при немонотонній деформації

Розв'язання крайової задачі теорії пластичності в загальній постановці для немонотонного навантаження практично неможливий. Тому нами розроблено математичну модель, яка дозволяє у розрахунках напружень враховувати вплив немонотонності. При цьому вважається, що кінематичні характеристики процесу пластичної деформації відомі. Таку інформацію можна отримати на основі обробки масиву даних про деформацію координатної сітки, яка наноситься на поверхню зразка або заготовки (див. п.2.2).

Умова текучості при немонотонному навантаженні має вигляд

$$\sigma_u^2 = \frac{3}{2} \cdot (S_{ij} - \alpha_{ij}) \cdot (S_{ij} - \alpha_{ij}), \quad (2.63)$$

де  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень;  $S_{ij}$  – компоненти девіатора напружень;  $\alpha_{ij}$  – компоненти тензора мікронапружень.

Згідно з асоційованим законом пластичної течії

$$\dot{e}_{ij} = \frac{3}{2} \cdot \frac{\dot{\epsilon}_u}{\sigma_u} \cdot (S_{ij} - \alpha_{ij}), \quad (2.64)$$

де  $\dot{e}_{ij}$  – компоненти тензора швидкостей деформацій;  $\dot{\epsilon}_u$  – інтенсивність швидкостей деформацій.

Якщо матеріал розтягнути до деякої деформації  $e_u^0$  напруженням  $\sigma_p$ , то в цьому випадку  $\dot{\epsilon}_u = e_{11}$ , тоді із (2.64) знаходимо

$$S_{11} = \frac{2}{3} \cdot \sigma_p; \quad \sigma'_p - \frac{3}{2} \cdot \alpha'_{ij} = \sigma'_u. \quad (2.65)$$

Штрихи в (2.65) означають, що відповідні величини визначено при  $e_u = e_u^0$ .

Величину накопиченої пластичної деформації визначали за формулою

$$e_u = \int_0^t \dot{\epsilon}_u \cdot d\tau, \quad (2.66)$$

де  $t$  – час деформування.

Так як рівняння (2.65) справедливе для будь-якої деформації  $e_u$ , то надалі будемо використовувати його у вигляді

$$\sigma_p(e_u) - \frac{3}{2} \cdot \alpha'_{11}(e_u) = \sigma_u(e_u), \quad (2.67)$$

індекс «р» вказує на те, що відповідні величини визначено при розтягу.

Якщо після розтягу до  $e_u^0$  розвантажити зразок і стиснути в напрямку попереднього розтягу, то внаслідок ефекту Баушингера пластичний стан настане при напруженні  $\sigma'_c < \sigma'_p$ . При цьому  $\alpha_{11}$  не зміниться, так як при переході від розтягу до стиску не було пластичної деформації і так як при стиску

$$\dot{\epsilon}_{11} = -\dot{\epsilon}_u; \quad S_{11} = -\frac{2}{3} \cdot \sigma_c$$

( $\sigma_c > 0$  – це інтенсивність напружень при стиску).

Як впливає з (2.64)

$$\sigma'_c + \frac{3}{2} \cdot \alpha'_{11} = \sigma'_u. \quad (2.68)$$

Останнє рівняння справедливе для будь-якої деформації  $e_u = e_u^0$ , якщо відповідним чином вибрано  $\alpha_{11}$ . Тому перепишемо (2.68) у вигляді

$$\sigma'_c(e_u) - \frac{3}{2} \cdot \alpha'_{11}{}^{p-c}(e_u) = \sigma'_u(e_u). \quad (2.69)$$

З (2.65) і (2.68) знаходимо

$$\sigma'_u = \frac{1+\beta'}{2} \sigma'_p; \quad \alpha_{11} = \frac{1-\beta'}{3} \sigma'_p, \quad (2.70)$$

де  $\beta' = \frac{\sigma'_c}{\sigma'_p}$ .

В останніх роботах Г. Бакхауз приймає [25, 148]:

$$\alpha_{ij} = \int_0^{e_u} b(e_u^*, e_u - e_u^*) \frac{\dot{e}_{ij}}{\dot{\epsilon}_u} (e_u^*) de_u^*. \quad (2.71)$$

Після інтегрування (2.71) по частинах, знаходимо

$$\alpha_{ij} = \frac{2}{3} B(e_u, 0) \frac{\dot{e}_{ij}}{\dot{\epsilon}_u} - \frac{2}{3} \int_0^{e_u} B(e_u^*, e_u - e_u^*) \frac{d^2 e_{ij}}{de_u^2} (e_u^*) de_u^*, \quad (2.72)$$

де  $B(e_u^*, e_u - e_u^*)$  можна представити у вигляді добутку

$$B(e_u^*, e_u - e_u^*) = f(e_u^*) \varphi(e_u - e_u^*). \quad (2.73)$$

При розтягу  $\frac{d^2 e_{ij}}{de_u^2} = 0$ , тому, як виходить із (2.72), (2.73),

$$\alpha_{11} = \frac{2}{3} f(e_u) \varphi(0).$$

Якщо  $\varphi(0) = 1$ , тоді з (2.70) знаходимо:

$$f(e_u) = \frac{1-\beta(e_u)}{2} \sigma_p(e_u). \quad (2.74)$$

Як витікає з (2.72) у процесі стиску після розтягу:

$$\begin{aligned} \alpha_{11}^{p-c} &= \int_0^{e_u} b(e_u^*, e_u - e_u^*) de_u^* - \int_{e_u^0}^{e_u^*} b(e_u^*, e_u - e_u^*) de_u^* = \\ &= -\frac{2}{3} B(e_u^0, 0) + \frac{4}{3} B(e_u^0, e_u - e_u^0). \end{aligned} \quad (2.75)$$

З (2.69) з урахуванням (2.73), (2.74) знаходимо:

$$\varphi(e_u - e_u^0) = \frac{\sigma_p(e_u) - \sigma_c(e_u)}{(1 - \beta(e_u))\sigma_p(e_u^0)}. \quad (2.76)$$

Враховуючи (2.63), (2.64) і (2.72) отримаємо рівняння для розрахунку компонент девіатора напружень у вигляді

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u(e_u) \frac{\dot{\epsilon}_{ij}}{\dot{\epsilon}_u} - \frac{1}{3} \int_0^{e_u} (1 - \beta(e_u^*)) \sigma_u(e_u^*) \varphi(e_u^* - e_u^0) \frac{d^2 e_{ij}}{de_u^2}(e_u^*) de_u^*. \quad (2.77)$$

Для визначення компонент девіатора напружень за (2.77) необхідно експериментально визначити три характеристики матеріалу  $\sigma_p(e_u)$ ,  $\beta(e_u)$  і  $\varphi(e_u - e_u^0)$ . Компоненти тензора напружень можна визначити за методикою, яка наведена в п 2.2.

При експериментальних дослідженнях вважали справедливою гіпотезу про те, що функції  $\sigma_u(e_u)$ ,  $\beta(e_u)$  і  $\varphi(e_u - e_u^0)$  не залежать від напруженого стану і історії деформування. У зв'язку з цим указані характеристики можна визначити при немонотонному навантаженні в умовах лінійного напруженого стану [149, 150].

Залежності  $\sigma_u(e_u)$ ,  $\beta(e_u)$  і  $\varphi(e_u - e_u^0)$  для сталі 10 і алюмінію АД-1 визначали за методикою Д. В. Хвана [150]. Для цього використовували стандартні зразки, які на першому етапі розтягували до залишкових деформацій 0,02; 0,03; 0,062 (сталь 10) і 0,018; 0,045; 0,0815 (алюміній АД-1). Потім із деформованих зразків вирізали короткі циліндричні зразки, які осаджували й будували відповідні діаграми розтягу (рис. 2.5, 2.8). Параметр  $\beta$ , який характеризує ефект Баушингера, визначали за формулою

$$\beta = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_u(e_u^0)}, \quad (2.78)$$

де  $\sigma_{0,2}$  – умовна границя текучості з допуском на пластичну деформацію 0,002 при стиску зразка після його розтягу до деформації  $e_u^0$ , якій відповідає напруження  $\sigma_u(e_u^0)$ .

На рис. 2.5, 2.8 наведені діаграми розтягу (стиску) для сталі 10 і алюмінію АД-1 відповідно, а на рис. 2.6, 2.9 експериментальні залежності для параметра Баушингера  $\beta(e_u)$ .

Результати експериментальних досліджень показують, що параметр  $\beta$  сильно залежить від накопиченої деформації  $e_u$  при  $e_u \leq 0,05$ , а при  $e_u > 0,05$  цей параметр для більшості металів залишається сталим і набуває певного значення  $\beta_m$  [150]. Для сталі 10  $\beta_m = 0,34$ , а для алюмінію АД-1 –  $\beta_m = 0,41$  (див. рис. 2.6, 2.9).

Для апроксимації залежності  $\beta$  від  $e_u$  використовували формулу [150]

$$\beta = \beta_m + (1 - \beta_m) \exp(c \cdot e_u). \quad (2.79)$$

Використовуючи метод найменших квадратів для сталої  $c$  отримали такі значення:  $c = -62$  для сталі 10 і  $c = -50$  для алюмінію АД-1.

Функцію  $\varphi$ , яка дозволяє враховувати спадковий вплив історії деформування на цей стан матеріалу при пластичній деформації, визначали також з результатів досліджень циліндричних зразків на розтяг і з наступним стиском. При цьому її значення визначали за формулою (2.76) [149, 150]

$$\varphi(e_u - e_u^0) = \frac{\sigma_p(e_u) - |\sigma_c(e_u)|}{\sigma_p(e_u^0) (1 - \beta(e_u^0))}, \quad (2.80)$$

де  $e_u^0$  – накопичена деформація, при досягненні якої має місце розвантаження або злам траєкторії деформування;  $\sigma_p(e_u)$  – напруження при монотонному розтягу;  $\sigma_c(e_u)$  – напруження при стиску зразка до деформації  $e_u$ , попередньо розтягнутого до  $e_u^0$  напруженням  $\sigma_p(e_u^0)$ ;  $\beta(e_u^0)$  – значення параметру Баушингера при  $e_u = e_u^0$ .

Експериментальні значення  $\varphi$ , визначені за формулою (2.80) апроксимували згідно з рекомендаціями Д. В. Хвана [150] залежністю

$$\varphi(e_u - e_u^0) = \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp(c_1 (e_u - e_u^0)^{k_2}),$$

де  $\varphi_0$  – асимптотичне значення  $\varphi$ , яке визначали експериментально (для сталі 10 –  $\varphi_0 = 0,19$ , для алюмінію АД-1 –  $\varphi_0 = 0,15$ ).

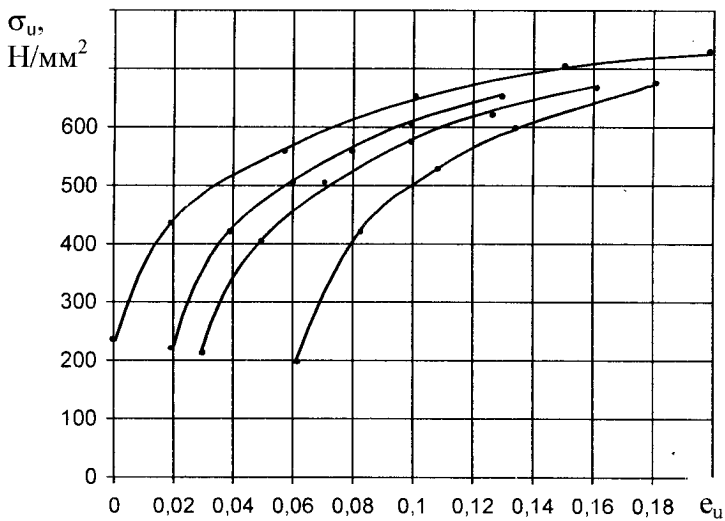


Рис. 2.5. Діаграма розтягу та стиску (сталь 10)

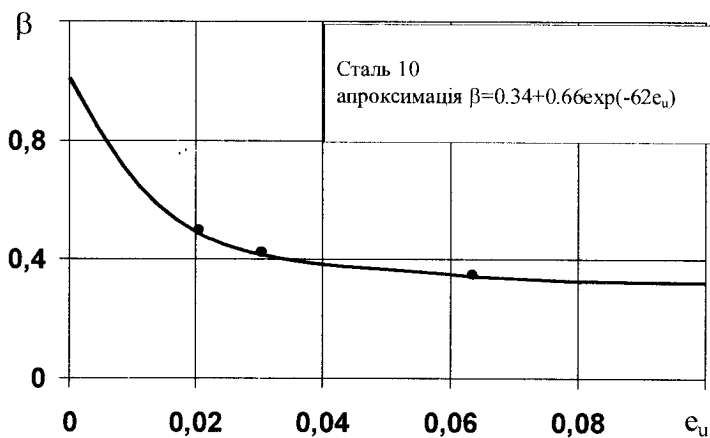


Рис. 2.6. Залежність параметра  $\beta$  від  $e_u$

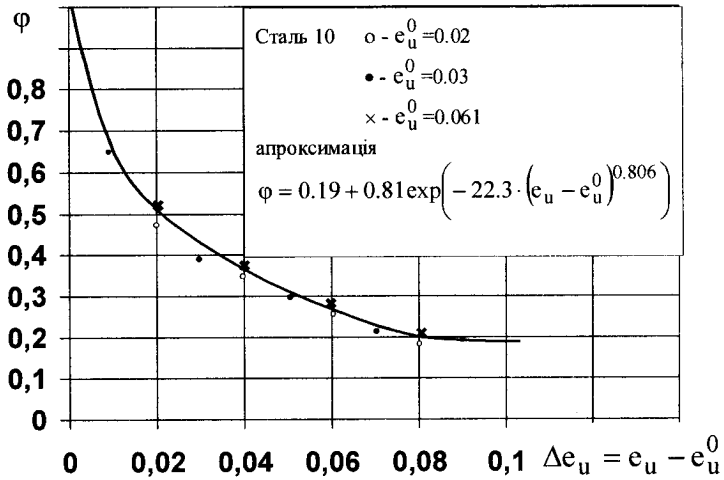


Рис. 2.7. Залежність функції  $\varphi$  від  $\epsilon_u - \epsilon_u^0$

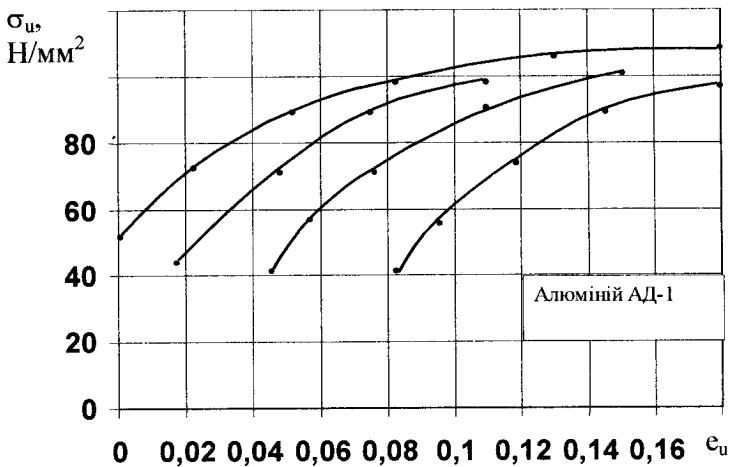


Рис. 2.8. Діаграма розтягу та стиску (алюміній АД-1)

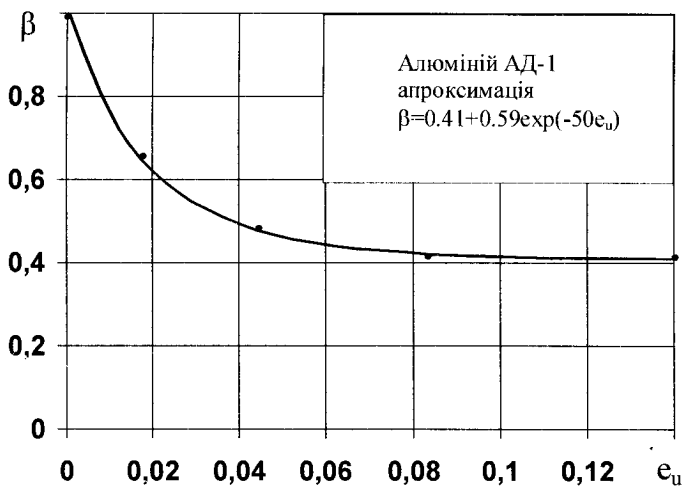


Рис. 2.9. Залежність параметра  $\beta$  від  $e_u$

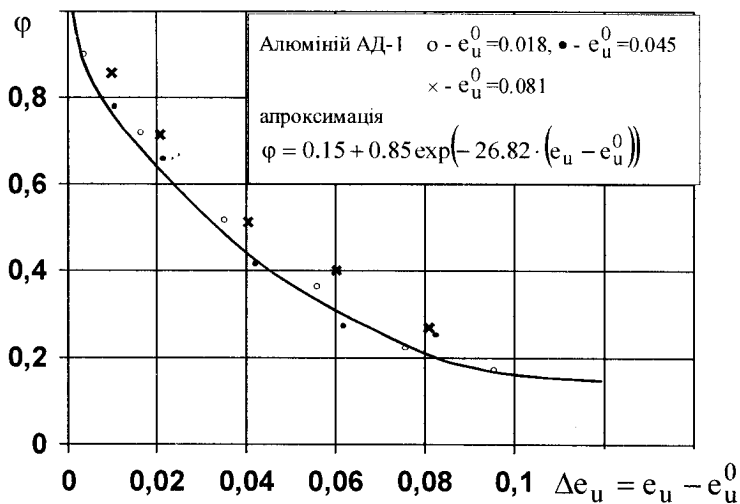


Рис. 2.10. Залежність функції  $\varphi$  від  $\Delta e_u = e_u - e_u^0$



Коефіцієнти  $c_1$  і  $c_2$  визначали методом найменших квадратів і отримали такі значення: для сталі 10  $c_1 = -22,3$ ,  $c_2 = 0,806$ ; для алюмінію АД-1  $c_1 = -26,82$ ,  $c_2 = 1$ .

Експериментальні значення  $\varphi(e_u - e_u^0)$  і апроксимуючі криві наведені на рис. 2.7, 2.10.

## 2.5 Визначення компонент тензора напружень з урахуванням ефектів запізнення

Розглянуті вище теорії дозволяють визначити напруження по кінематиці деформування. В основі цих теорій лежать різні моделі поверхонь текучості, форми яких можуть змінюватись досить складним шляхом. Принципово інший підхід до визначення компонент тензора напружень у процесах складного деформування розроблено в роботах А. А. Ільюшина [4]. В роботі [4] запропоновано рівняння, яке дозволяє враховувати вплив величини відхилення вектора напружень  $\vec{\sigma}$  від напрямку вектора деформацій  $\vec{\Xi}$  на модуль вектора напружень:

$$d\vec{\sigma} = N d\vec{\Xi} + X_s^m \vec{x}_m de_u, \quad (2.81)$$

де  $N$ ,  $X_s^m$  – функціонали, які залежать від історії деформування.

Для визначення впливу величини незбігання векторів  $\vec{\sigma}$  і  $\vec{\Xi}$  на точність розрахунку компонент тензора напружень при складному деформуванні розроблена методика, яка дозволяє експериментально визначити функціонали  $N$  і  $X_s^m$ , що входять в (2.81). Згідно з термінологією А. А. Ільюшина в умовах складного навантаження однією з основних характеристик траєкторії є її кривизна  $\chi$ .

Реалізувати різні траєкторії деформації із заданою кривизною, або з кривизною, що змінюється за заданим законом при великих пластичних деформаціях, можна за допомогою досліджень на сумісний розтяг із крученням суцільних або трубчатих зразків.

Напружений стан на поверхні суцільного зразка описується двома компонентами тензора напружень  $\sigma_z$  і  $\tau_{z\theta}$ . Направляючі тензори напружень і деформацій в загальному випадку не збігаються між собою

в процесі деформації. Тому залежність між компонентами девіатора напружень  $S_{ij}$  і девіатора деформацій  $e_{ij}$  має вигляд [32]

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u e_{ij} \mu_1 - \frac{2}{3} \sigma_u \mu_2 M, \quad (2.82)$$

де 
$$\mu_1 = \frac{(\mu_\varepsilon + 1) \sqrt{3 + \mu_\sigma^2}}{(\mu_\sigma + 1) \sqrt{3 + \mu_\varepsilon^2}} \frac{1}{\mu_\sigma \mu_\varepsilon + \sqrt{(1 - \mu_\varepsilon^2)(1 - \mu_\sigma^2)}}; \quad (2.83)$$

$$\mu_2 = \frac{3}{4} \frac{\mu_\varepsilon^2 + 1}{\sqrt{3 + \mu_\varepsilon^2}} \cdot \frac{\mu_\sigma \sqrt{1 - \mu_\varepsilon^2} - \mu_\varepsilon \sqrt{1 - \mu_\sigma^2}}{\mu_\sigma \mu_\varepsilon + \sqrt{(1 - \mu_\varepsilon^2)(1 - \mu_\sigma^2)}}; \quad (2.84)$$

$$M = \left\| \begin{array}{cc} -\sin\left(\arctg \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \varphi_\sigma\right) & \cos\left(\arctg \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \varphi_\sigma\right) \\ \cos\left(\arctg \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \varphi_\sigma\right) & \sin\left(\arctg \frac{2}{\sqrt{3}} \operatorname{tg} \varphi_\sigma\right) \end{array} \right\|; \quad (2.85)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_\varepsilon = \frac{\gamma_{z\theta}}{\sqrt{3} \varepsilon_z}; \quad (2.86)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_\sigma = \frac{\gamma_{z\theta}}{\sqrt{3} \varepsilon_z}; \quad (2.87)$$

$\mu_\sigma$ ,  $\mu_\varepsilon$  – параметри Надаї-Лоде по напруженнях і деформаціях, відповідно;  $M$  – матриця перетворення;  $\varphi_\sigma$ ,  $\varphi_\varepsilon$  – кути між віссю  $Oz$  (збігається з напрямком осі циліндричного зразка) і векторами  $\vec{\sigma}$  і  $\vec{\varepsilon}$ , відповідно.

Необхідно відмітити, що значення  $\varphi_\sigma$  і  $\varphi_\varepsilon$  однозначно визначають параметри Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  і  $\mu_\varepsilon$ .

Нами проведені дослідження для таких траєкторій деформацій

$$\frac{d\varepsilon_z}{de_u} = ae_u; \quad (2.88)$$

$$\frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_u} = ae_u^2, \quad (2.89)$$

а також для траєкторій із зломами.

Інтенсивність прирощень деформацій при крученні з розтягом:

$$de_u = \sqrt{d\varepsilon_z^2 + \frac{1}{3} d\gamma_{z\theta}^2}. \quad (2.90)$$

Розглянемо траєкторію (2.88). Легко показати, що

$$e_u^2 = \frac{2\varepsilon_z}{a}. \quad (2.91)$$

Враховуючи (2.90) і (2.91), знаходимо:

$$\frac{d\gamma_{z\theta}}{d\varepsilon_z} = \sqrt{3\left(\frac{1}{2a\varepsilon_z} - 1\right)}. \quad (2.92)$$

В роботі [151] отримане рівняння, яке дозволяє врахувати вплив осьової деформації на зсув в умовах кручення з розтягом:

$$d\gamma_{z\theta} = d(\operatorname{tg}\alpha) + \frac{3}{2} \operatorname{tg}\alpha d\varepsilon_z, \quad (2.93)$$

яке з урахуванням (2.93) зводиться до вигляду

$$\frac{d(\operatorname{tg}\alpha)}{d\varepsilon_z} + \frac{3}{2} \operatorname{tg}\alpha = \sqrt{3\left(\frac{1}{2a\varepsilon_z} - 1\right)}. \quad (2.94)$$

Розв'язок рівняння (2.94) має вид

$$\operatorname{tg}\alpha = z^{-1.5} \sqrt{\frac{6}{a} \int_0^{\sqrt{\ln z}} e^{1.5x^2} \sqrt{1 - 2ax^2} dx}. \quad (2.95)$$

Формулу (2.95) використовували для розрахунку програм деформування по траєкторії (2.88). Деформований стан елемента поверхні зразка (рис. 2.11) будемо характеризувати кутом зсуву  $\alpha$  і безрозмірною координатою:

$$z = \frac{l}{l_0}. \quad (2.96)$$

Величину осьової деформації визначали за формулою

$$\varepsilon_z = \ln z. \quad (2.97)$$

З (2.92) знаходимо:

$$\gamma_{z\theta} = \frac{\sqrt{3}}{2a} \left( \sqrt{2\varepsilon_z - 4a^2\varepsilon_z^2} + \arcsin \sqrt{2a\varepsilon_z} \right). \quad (2.98)$$

Формула (2.86) з урахуванням (2.88) і (2.98) зводиться до вигляду

$$\operatorname{tg}\varphi_\varepsilon = \frac{1}{a^2 e_u^2} \left( \sqrt{a e_u^2 - a^4 e_u^4} + \arcsin(a e_u) \right). \quad (2.99)$$

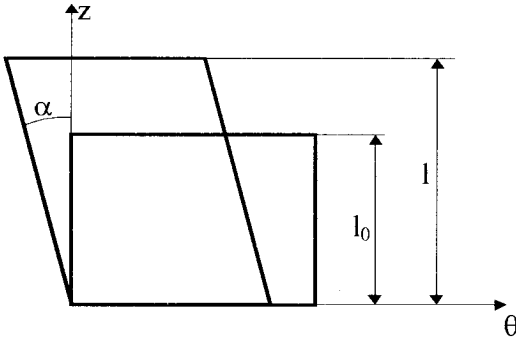


Рис. 2.11. Схема зміни форми елемента поверхні зразка

Аналогічно для траєкторії, що задається рівнянням (2.89), знаходимо:

$$\operatorname{tg}\alpha = z^{-1,5} \sqrt{\frac{243}{a^2} \int_0^{\sqrt[3]{\ln z}} a^{1,5x^2} \sqrt{1 - \frac{x^4}{\sqrt[3]{84a^2}}} dx}; \quad (2.100)$$

$$\gamma_{z\theta} = \int_0^{\varepsilon_z} \sqrt[3]{3 \left( \frac{1}{\sqrt[3]{84a^2 t^4}} - 1 \right)} dt; \quad (2.101)$$

$$\operatorname{tg}\varphi_\varepsilon = \frac{3}{a e_u^3} \int_0^{\varepsilon_u} \sqrt{1 - a^2 t^4} dt. \quad (2.102)$$

Програму досліджень розраховували за формулою

$$\varphi = l \frac{\sqrt{z}}{r_0} \operatorname{tg}\alpha, \quad (2.103)$$

яка дозволяє знайти залежність між довжиною робочої частини зразка і кутом закручування  $\varphi$ . Значення  $\operatorname{tg}\alpha$  визначали за (2.95).

З формул (2.99), (2.102)  $tg\varphi_\varepsilon$  і зв'язана з ним величина  $\mu_\varepsilon$  однозначно визначаються рівняннями (2.88), (2.89).

Для визначення закону зміни  $tg\varphi_\sigma$ , і відповідно  $\mu_\sigma$ , вимірювали величини осьової сили  $P$  і крутного моменту  $M$  в процесі деформування по траєкторіях (2.88), (2.89). Дотичні  $\tau_{z\theta}$  і осьові  $\sigma_z$  напруження розраховували за формулами

$$\tau_{z\theta} = \frac{12M}{\pi d^3}; \quad (2.104)$$

$$\sigma_z = \frac{4P}{\pi d^2}. \quad (2.105)$$

В роботі [152] показано, що  $\tau_{z\theta}$ , розраховані за формулою (2.104), добре збігаються з значеннями  $\tau_{z\theta}$ , визначеними за методом П. Людвіка, який покладено в основу ГОСТа 3565-59. Для латуні, наприклад, похибка не перевищує 3,6 %, а для сталей Р18, Р6М5 і сталі 45 похибка практично дорівнює нулю.

Дослідження проводили на машині Р-5, на яку встановлювали спеціальний пристрій, на якому для вимірювання крутного моменту  $M$  використовували консольну балку прямокутного перерізу, на вільну поверхню якої наклеювали тензорезистори. Середню відносну похибку вимірювань крутного моменту  $M$  визначали за формулою

$$\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2},$$

де  $\varepsilon_1$  – середня квадратична похибка вимірювань;  $\varepsilon_2$  – середня похибка тарувальної характеристики датчика.

$$\varepsilon_1 = \sqrt{\delta_0^2 + \delta_{mp}^2 + \delta_{mc}^2} = \sqrt{0,02^2 + 0,005^2 + 0,02^2} = 0,03,$$

де  $\delta_d = 0,02$  – похибка, зумовлена неточністю виготовлення бруса (непаралельність  $+0,0025$  мм, неточність по товщині  $\pm 0,01$  мм);  $\delta_{mp} = 0,005$  – похибка тензорезистора;  $\delta_{mc} = 0,02$  – похибка електронного блоку вимірювання ИДЦ-1.

Похибка тарування:

$$\varepsilon_2 = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_{уст}^2 + \delta_{тс}^2} = \sqrt{0,02^2 + 0,02^2 + 0,02^2} = 0,035,$$

де  $\delta_n = 0,02$  – похибка тарувального навантаження;  $\delta_{уст} = 0,02$  – похибка, зумовлена установкою зразка в пристрої.

Середня відносна похибка вимірювань:

$$\varepsilon = \sqrt{0,03^2 + 0,035^2} = 0,046 = 4,6 \text{ \%}.$$

В дослідженнях використовували суцільні циліндричні зразки ( $d_0 = 6$  мм,  $l_0 = 30$  мм) із сталей Р6М5, Р18 і сталі 10. Кривизну траєкторій деформації визначали за формулами [4]

$$\chi = a^2 + 3 \frac{a^4 e_u^2}{(1 - a^2 e_u^2)} \quad (2.106)$$

для траєкторії (2.88), і

$$\chi = 4a^2 e_u + \frac{36a^4 e_u^2}{3(1 - a^2 e_u^2)} \quad (2.107)$$

для траєкторії (2.89).

Одержані після обробки експериментальних результатів траєкторії деформацій наведені на рис. 2.12, а залежності кривизн  $\chi$  від довжини траєкторії деформації  $e_u$  – на рис. 2.13.

Із сумісного розв'язання рівнянь (2.78) і (2.79) випливає, що

$$N_z = \frac{\sigma_u}{e_u} \mu_1 \frac{d\varepsilon_z}{de_u}; \quad N_\gamma = \frac{\sigma_u}{e_u} \mu_1 \sqrt{3 \left( 1 - \left( \frac{d\varepsilon_z}{de_u} \right)^2 \right)}; \quad (2.108)$$

$$X_z^z = \frac{d \left( \frac{\sigma_u}{e_u} \mu_1 \right)}{de_u}; \quad X_z^\gamma = \frac{d(\sigma_u \mu_2 M)}{de_u}; \quad (2.109)$$

$$X_\gamma^\gamma = \frac{1}{3} \frac{d \left( \frac{\sigma_u}{e_u} \mu_1 \right)}{de_u} \gamma_{z0}; \quad X_\gamma^z = \frac{2}{3} \frac{d(\sigma_u \mu_2 M)}{de_u}. \quad (2.110)$$

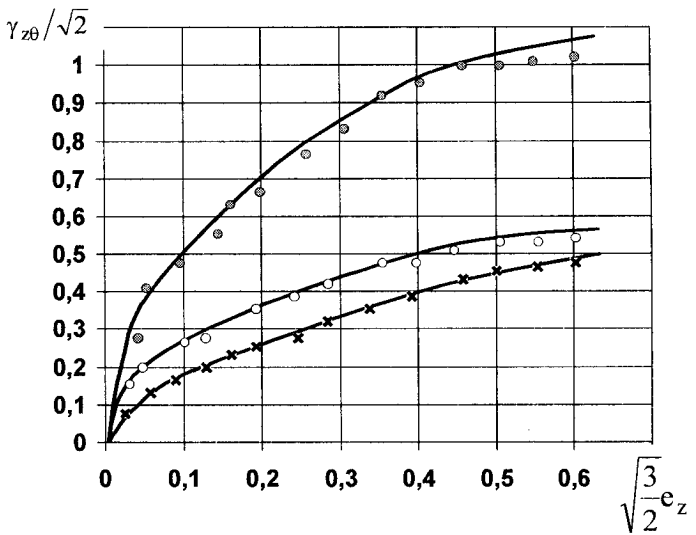


Рис. 2.12. Траєкторії деформацій (в просторі вектора деформацій)

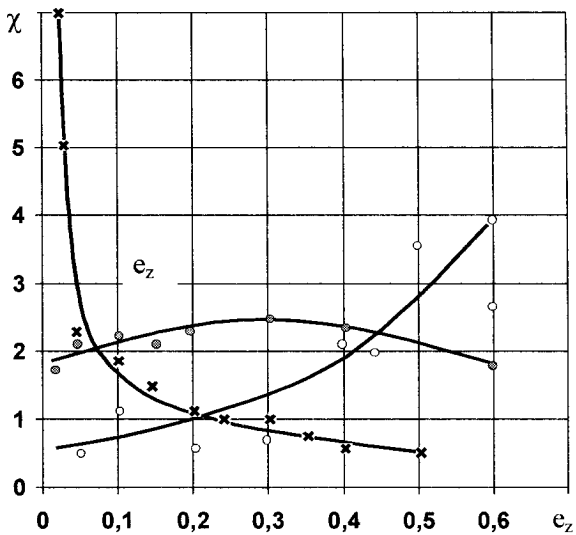


Рис. 2.13. Зміна кривизни траєкторій деформацій

Функціонали (2.108)–(2.110) визначали експериментально для траєкторій (2.88), (2.89) для значень  $a = 1, 2; 2; 3; 5$ . Розходження експериментальних значень напружень із розрахованими за формулою (2.78) з урахуванням (2.108)–(2.110) не перевищує 5 %. Похибка при розрахунках компонент тензора напружень за співвідношеннями теорії течії тіла, що ізотропно зміцнюється, збільшується з ростом кривизни траєкторії деформації  $\chi$  і досягає 15 % при  $\chi = 12$ .

Нами також проведені дослідження зміни напружень у суцільних циліндричних зразках із сталі 10 при деформуванні по ломаних траєкторіях у просторі вектора деформацій з компонентами  $\sqrt{\frac{2}{3}}\varepsilon_z, \gamma/\sqrt{2}$ .

При цьому зразок розтягували до деформації  $\sqrt{\frac{2}{3}}\varepsilon_z = 0,05 \dots 0,10$  і потім, не знімаючи осьового навантаження, зразок закручували, або навпаки – зразок закручували до  $\gamma/\sqrt{2} = 0,05 \dots 0,1$ , а потім, не знімаючи навантаження, зразок розтягували. При цьому одночасно знімали значення осьових  $P$  і кутових  $M$  навантажень.

На рис. 2.14 наведені результати досліджень. По осі ординат відкладено напруження  $\sigma_z$  і  $\sqrt{3}\tau$ , а по осі абсцис – довжина траєкторії деформації:

$$e_u = \sqrt{\left(\sqrt{\frac{2}{3}}\varepsilon_z\right)^2 + \left(\frac{\gamma}{\sqrt{2}}\right)^2}$$

після злому.

Характер залежностей  $\sigma_z(e_u)$  і  $\sqrt{3}\tau(e_u)$  практично не залежить як від величини початкової деформації  $e_u$  (в межах дослідженого інтервалу  $e_u = 0,05 \dots 0,10$ ), перед зломом, так і від того, в якій послідовності злом реалізується. Тобто розтяг-кручення, чи кручення-розтяг. Отримані розходження за своєю величиною не перевищують похибок експерименту. Однак цього не можна сказати про величину використаного ресурсу пластичності, величина якого суттєво залежить від форми траєкторії у просторі деформації.



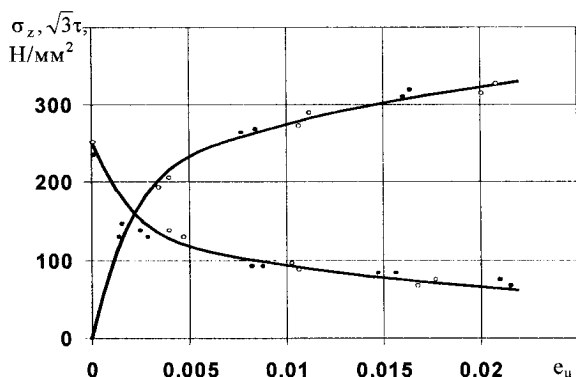


Рис. 2.14. Залежності  $\sigma_z(\epsilon_u)$ ,  $\tau(\epsilon_u)$  після злому  
(o - розтяг-кручення • - кручення-розтяг)

Недолік розглянутого підходу полягає в тому, що в знайдені функціонали (2.108)–(2.110) не входить явно кривизна траєкторії деформації, а одержані для  $N$  і  $X_s^m$  формули дозволяють визначити компоненти тензора напружень тільки для плоских траєкторій деформацій. Тому в загальному випадку немонотонного навантаження при дослідженні НДС користувалися методом, наведеним у п. 2. 3.

Однак необхідно відмітити, що метод, оснований на теорії Бакхауза, не дозволяє повністю враховувати ефекти запізнення, а розглянутий підхід А. А. Ільюшина не враховує впливу проміжних розвантажень. В результаті експериментальних досліджень встановлено вплив ефектів запізнення при великих кривизнах траєкторій деформацій на точність визначення напружень. Встановлено, що при кривизні траєкторії деформації  $\chi = 12$  похибка визначення напружень складає 15 %. Однак, при великих кривизнах, наприклад, при зломах траєкторій деформацій, похибка розрахунків окремих компонент тензора напружень у межах довжини сліду запізнення ( $\Delta\epsilon_u = 0,005 \dots 0,015$ ) може перевищувати 60 %, а зразу ж після злому ( $\Delta\epsilon_u = 0$ ) ця похибка практично дорівнює 100 %. Отриману методику можна використовувати для розрахунків компонент тензора напружень для плоских траєкторій деформацій.

### 3. ОЦІНКА ДЕФОРМОВНОСТІ ЗАГОТОВОК У ПРОЦЕСАХ ПОСЛІДОВНОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ФОРМОЗМІНИ

Нами виконані дослідження процесу виготовлення стовщень шляхом послідовної формозміни в процесах видавлювання, поперечного видавлювання та контурної осадки. При цьому використана оригінальна методика оцінки використаного ресурсу пластичності, а напружено-деформований стан розраховували методами, розглянутими в другому розділі [148, 153–157].

Новий спосіб комбінованого видавлювання розроблений на принципах деформування, запропонованих Євстратовим В. А. [92].

Принцип перший: принцип керування процесами з двома степенями вільності течії металу.

Принцип другий: принцип об'єднання локальних осередків пластичної деформації. На основі вказаних принципів розроблено кінематичні варіанти способів комбінованого видавлювання.

Взагалі процес комбінованого видавлювання ділиться на дві стадії:

- На першій стадії виконується пряме видавлювання.
- На другій стадії виконують деформування металу рухом пуансона, щоб утворити стовщення в якій-небудь частині виробу (у середині або в кінці).
- На третій стадії виконують деформування тільки окремого стовщення з врахуванням керування течією металу, щоб отримати рівномірність деформації, за допомогою переміщення матриці. Саморегулююча течія з двома степенями вільності є головною характеристикою такого процесу. З цією метою пуансон звільняється і видавлювання окремого стовщення виконується рухом матриці.

Такий спосіб видавлювання відноситься до комбінованого, так як включає в себе пряме видавлювання і поперечне видавлювання з контурною осадкою (рис. 3.1).

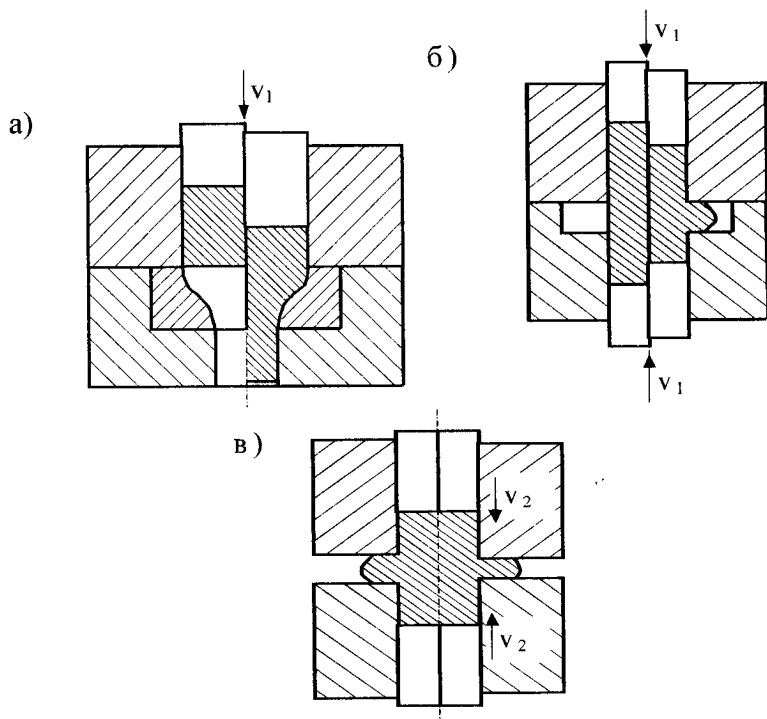


Рис. 3.1. Схема процесу виготовлення стовщень:  
 а – пряме видавлювання; б – радіальне видавлювання; в – контурна осадка

Для проведення експериментів було розроблено й виготовлено пристрій для прямого видавлювання, а також універсальний пристрій для радіального видавлювання і контурної осадки.

### 3.1. Побудова поверхні граничної деформації

Для оцінки використаного ресурсу пластичності при монотонному та немонотонному навантаженнях необхідно мати експериментальну залежність пластичності від схеми напруженого стану. Пластичність металу будемо характеризувати накопиченою до моменту руйнування пластичною деформацією

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau,$$

де  $\dot{\varepsilon}_u$  – інтенсивність швидкостей деформацій;  $t_p$  – час деформування до руйнування.

Для характеристики залежності пластичності металів від схеми напруженого стану використовували поверхню граничних деформацій  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ , яка описує експериментальну залежність  $e_p$  від показників напруженого стану:

$$\eta = \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{3\sigma}{\sigma_u};$$

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}.$$

При побудові поверхні  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$  необхідно реалізувати умови простого навантаження, при яких  $\eta = const$ ,  $\mu_\sigma = const$  протягом всього часу пластичної деформації аж до руйнування. Точки поверхні граничних деформацій, які відповідають значенням  $\eta = -1$ ,  $\mu_\sigma = 1$ ;  $\eta = 0$ ,  $\mu_\sigma = 0$ ;  $\eta = 1$ ,  $\mu_\sigma = -1$  одержують у результаті досліджень на стиск, кручення і розтяг за відомими методиками [22, 33–38]. Ці точки належать діаграмі пластичності, методика побудови якої досить відома.

Для побудови точок поверхні  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ , які лежать на кривій  $e_p(\eta, 1)$  проводили досліди з осадки циліндричних зразків в оболонках різної товщини. Нами використовувались зразки:  $d_0 = 12$  мм,  $h_0 = 18$  мм, товщина оболонки 3 мм;  $d_0 = 12$  мм,  $h_0 = 22$  мм, товщина оболонки 5 мм;  $d_0 = 12$  мм,  $h_0 = 26$  мм, товщина оболонки 7 мм.

Компоненти логарифмічних деформацій визначали з деформації елементів діляльної сітки, яку наносили на поверхню зразка й оболонки за допомогою твердоміра «Віккерс»:

$$e_z = \ln \frac{a}{a_0}; \quad e_r = \ln \frac{b}{b_0}, \quad (3.1)$$

де  $a_0, b_0, a, b$  – розміри елементів ділильної сітки в початковому і поточних станах. Ступінь деформації знаходили за формулою

$$e_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_z^2 + e_z e_\varphi + e_\varphi^2}. \quad (3.2)$$

Знайдені значення  $e_u$  використовували для визначення інтенсивності напружень матеріалу зразка  $\sigma_{u0}$  та матеріалу оболонки  $\sigma_u$  за відповідними кривими течії (рис. 3.2). Значення показника жорсткості напруженого стану на поверхні зразка знаходили за формулою [158]

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} = -\frac{3}{\sigma_{u0} a R} \int_{r_{вн}}^a \sigma_u r dr - \frac{2}{3} \frac{e_r}{e_u}, \quad (3.3)$$

де  $R$  – радіус кривизни внутрішньої поверхні оболонки в області горизонтальної площини симетрії у площині, яка проходить через вісь  $z$ ;  $r = a$  – координата точки, яка знаходиться на зовнішній поверхні оболонки ( $z = 0$ );  $r_{вн}$  – координата точки, яка знаходиться на внутрішній поверхні оболонки ( $z = 0$ ).

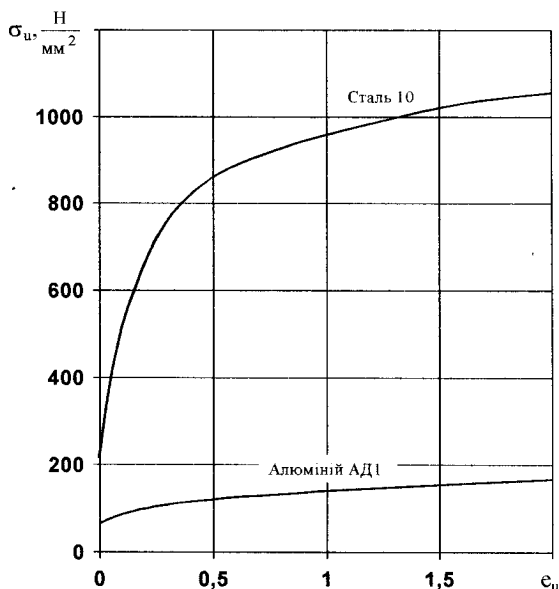


Рис. 3.2. Криві течії ( $t = 20^{\circ}\text{C}$ ) сталі 10 та алюмінію АД1

Зразки деформували до появи першої макротріщини на поверхні зразка. Для виявлення історії деформування значення  $\eta$  розраховували за (3.3) на проміжних етапах, яких реалізовували не менше трьох. В кінці кожного етапу вимірювали елементи ділильної сітки на поверхнях оболонки й зразка. Для вимірювання деформації на поверхні зразка оболонки в кінці кожного етапу розрізали.

Так як при осадці в оболонках для небезпечних точок  $\mu_\sigma = 1$ , то необхідно визначити положення тих точок поверхні граничної пластичності  $e_p(\eta; \mu_\sigma)$ , які лежать на кривій  $e_p(\eta; 1)$ , що отримуються від перетину поверхні  $e_p(\eta; \mu_\sigma)$  із площиною  $\mu_\sigma = 1$ . Щоб визначити положення цих точок вважали справедливим критерій руйнування

$$\psi = \int_0^{e_p} \frac{de_u}{e_p(\eta, 1)} = 1 \quad (3.4)$$

і розв'язували обернену задачу. Тобто, в цьому випадку відома траєкторія навантаження, вздовж якої ведеться інтегрування і гранична деформація  $e_p$  для цієї траєкторії. Невідому граничну криву  $e_p(\eta; 1)$  апроксимували залежністю

$$e_p(\eta; 1) = e_{p0}(0, 1) \exp(-\lambda \eta), \quad (3.5)$$

де  $\lambda = \ln(e_p(-1; 1)/e_{p0}(0; 1))$ ;  $e_p(-1; 1)$  – гранична деформація при  $\eta = -1$ ,  $\mu_\sigma = 1$ ;  $e_{p0}(0; 1)$  – гранична деформація при  $\eta = 0$ ,  $\mu_\sigma = 1$ .

Значення  $e_{p0}(0; 1)$  і  $\lambda$  підбирали такими, щоб задовольнити умову руйнування (3.4) для всіх шляхів деформування.

Отримані в результаті випробувань поверхні граничних деформацій для сталі 10 і алюмінію АД1 наведені на рис. 3.3, 3.4. Експериментальні залежності  $e_p(\eta; \mu_\sigma)$  апроксимували виразом [158]

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{e_{p0} \exp\left(-\eta \ln \frac{e_{p1}}{e_{p0}}\right)}{1 + a\mu_\sigma + b\mu_\sigma^2}, \quad (3.6)$$

де  $e_{p0}$  – гранична деформація при  $\mu_\sigma = 0$ ,  $\eta = 0$ ;  $e_{p1}$  – гранична деформація при  $\mu_\sigma = 0$ ,  $\eta = -1$ .

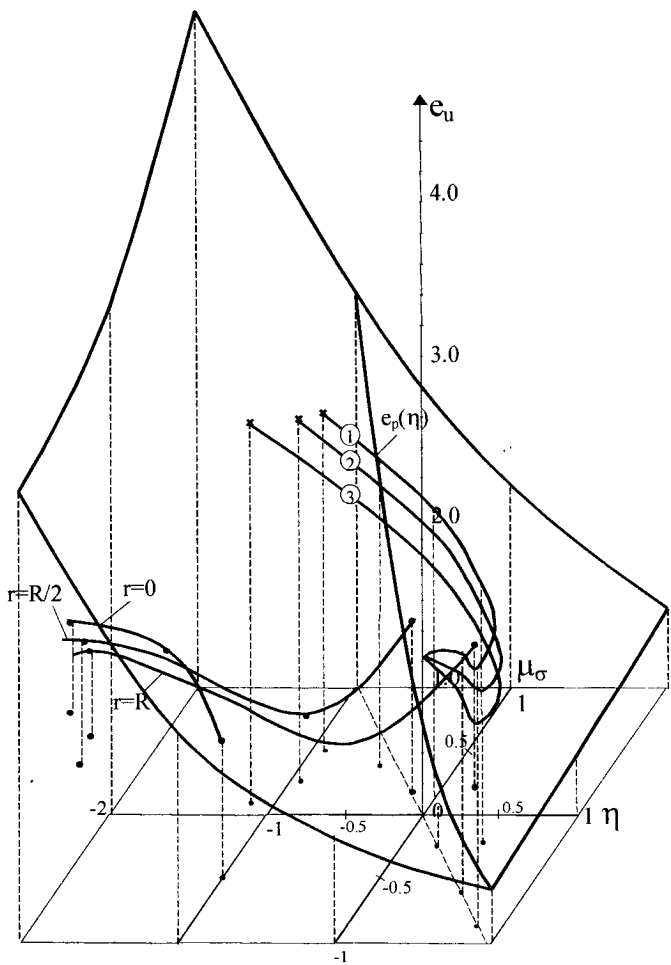


Рис. 3.3. Поверхня граничної пластичності сталі 10 та шляхи деформування частинок матеріалу при прямому та поперечному видавлюваннях з контурною осадкою: 1 –  $r/2R_0 = 0$ ,  $h/2R_0 = 0,141$ ; 2 –  $r/2R_0 = 0,106$ ,  $h/2R_0 = 0,236$ ; 3 –  $r/2R_0 = 0,213$ ,  $h/2R_0 = 0,33$  (\* – точки руйнування)

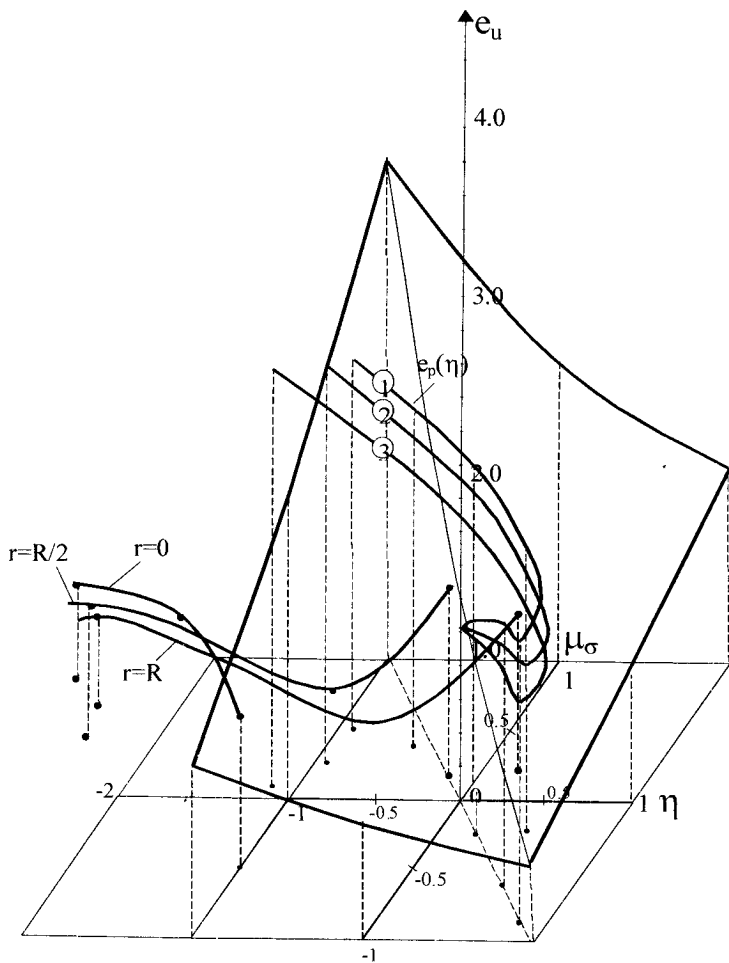


Рис. 3.4. Поверхня граничної пластичності алюмінію АД1 та шляхи деформування частинок матеріалу при прямому та поперечному видавлюваннях з контурною осадкою: 1 -  $r/2R_0 = 0$ ,  $h/2R_0 = 0,141$ ; 2 -  $r/2R_0 = 0,106$ ,  $h/2R_0 = 0,236$ ; 3 -  $r/2R_0 = 0,213$ ,  $h/2R_0 = 0,33$



Коефіцієнти  $a$  і  $b$  визначали методом найменших квадратів. Для досліджених матеріалів отримані такі апроксимації для сталі 10

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{0,68e^{-0,91\eta}}{1 - 0,278\mu_\sigma - 0,072\mu_\sigma^2}, \quad (3.7)$$

для алюмінію АД1

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{1,3e^{-0,3254\eta}}{1 - 0,6216\mu_\sigma + 0,2584\mu_\sigma^2}. \quad (3.8)$$

### 3.2. Дослідження процесу видавлювання

Процеси видавлювання отримали широке поширення і є найбільш вивченими як у теоретичному, так і в експериментальному плані. В цьому параграфі виконані дослідження напружено-деформованого стану при видавлюванні прутка за допомогою функцій току в поєднанні з методами сплайн-функцій, а також одержана оцінка використаного ресурсу пластичності на усталеній стадії [153–157].

Експериментальні дослідження прямого видавлювання проводили на зразках з алюмінію АД1 і сурм'янистого свинцю ( $d_0 = 40$  мм,  $h_0 = 50$  мм). Зразки розрізали на дві половинки і на меридіональний переріз однієї з них наносили координатну сітку з кроком 2 мм на фрезерному верстаті з ЧПУ. Видавлювання реалізували на пресі ПММ-125 за допомогою спеціально сконструйованого пристрою, схема якого наведена на рис. 3.5. Діаметр контейнера пристрою 40 мм. Зразки видавлювали через конічну матрицю з кутом воронки  $90^\circ$  від діаметра 40 мм до діаметра 20 мм. Швидкість переміщення пуансона  $v_0 \approx 10$  мм/хв., що практично виключає вплив тепловиділення і швидкісних ефектів на характер пластичної течії.

Пристрій складається (див. рис. 3.5) з основи 7, в якій розташована матриця 6. Пуансон 1 переміщається по обоймі 3, яка центрується за допомогою контейнера 4 і кріпиться фланцем 2. Контейнер 4 фіксується корпусом 5 за допомогою болтів 8. Пристрій укомплектований

змінними матрицями з різною геометрією формуючої воронки і з різними діаметрами вихідного отвору.

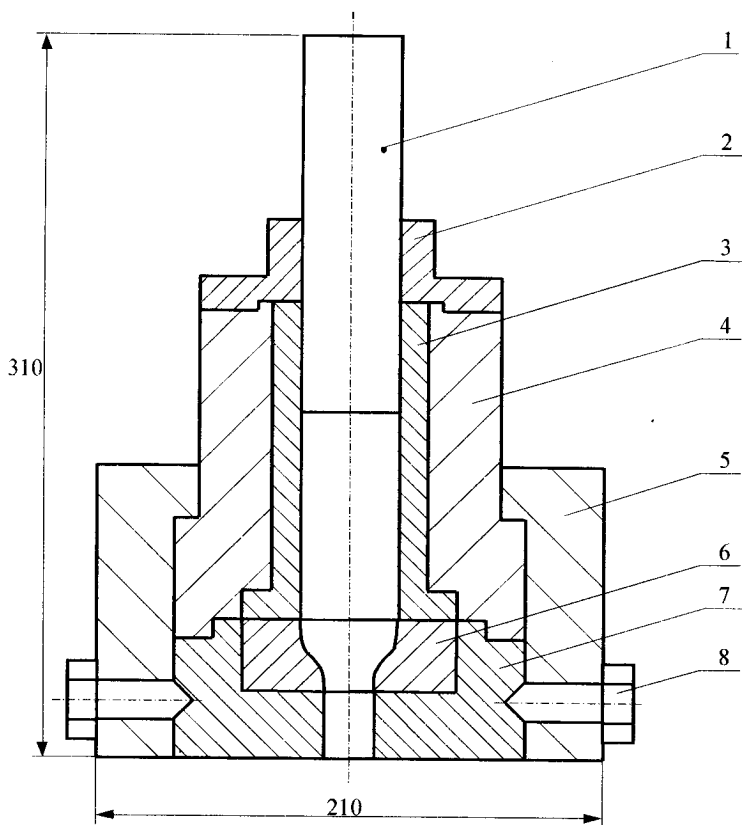


Рис. 3.5. Пристрій для прямого видавлювання

Так як для розшифровки напружено-деформованого стану достатньо ліній току, то лінії спочатку перпендикулярні осі симетрії використовували для уточнення розрахунків швидкостей деформацій. Координати точок діляльної сітки визначали з точністю  $\pm 0,01$  мм на інструментальному мікроскопі. Обробку експериментальних даних вели у відповідності до методик, розглянутих в розділі 2.1.

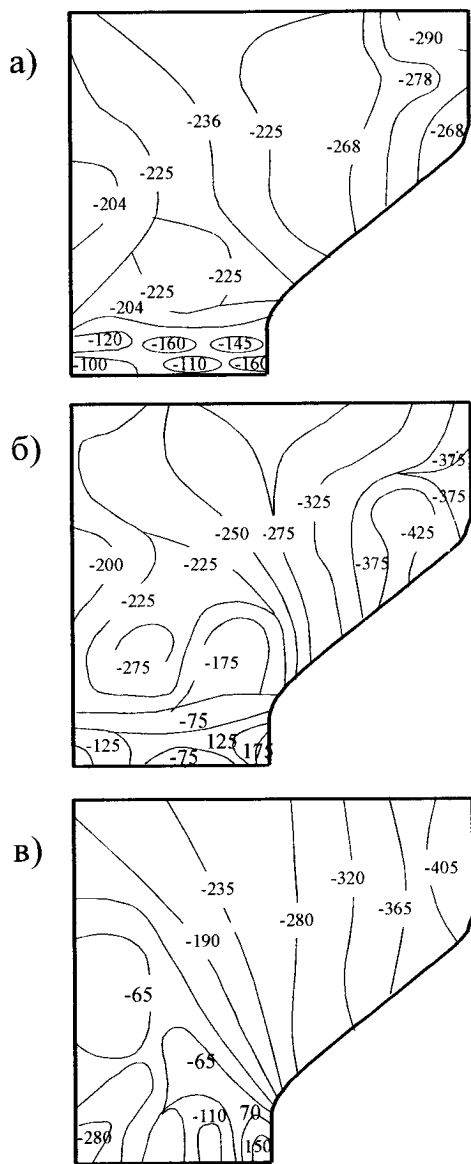


Рис. 3.6. Компоненти тензора напружень при видавлюванні заготовок із алюмінію АД1 (а –  $\sigma_r$ ; б –  $\sigma_\phi$ ; в –  $\sigma_z$ ; г –  $\tau_{rz}$  в МПа)

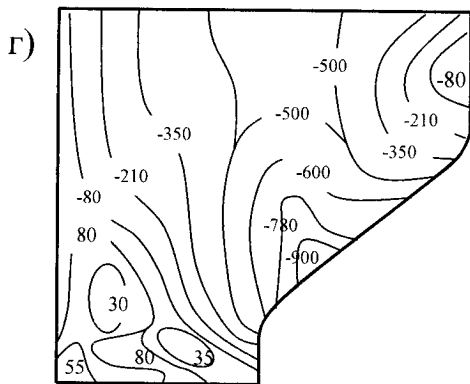


Рис. 3.6 (продовження). Компоненти тензора напружень при видавлюванні заготовок із алюмінію АД1 (а –  $\sigma_r$ ; б –  $\sigma_\varphi$ ; в –  $\sigma_z$ ; г –  $\tau_{rz}$  в МПа)

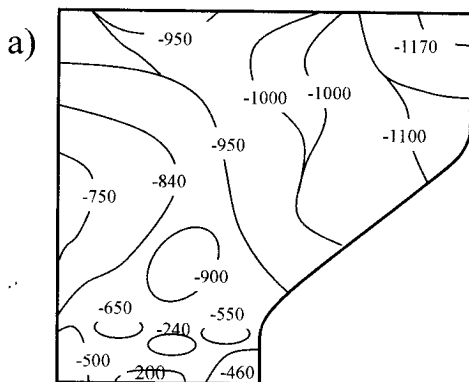


Рис. 3.7. Компоненти тензора напружень при видавлюванні заготовки із сталі 10 (а –  $\sigma_r$ ; б –  $\sigma_\varphi$ ; в –  $\sigma_z$ ; г –  $\tau_{rz}$  в МПа)

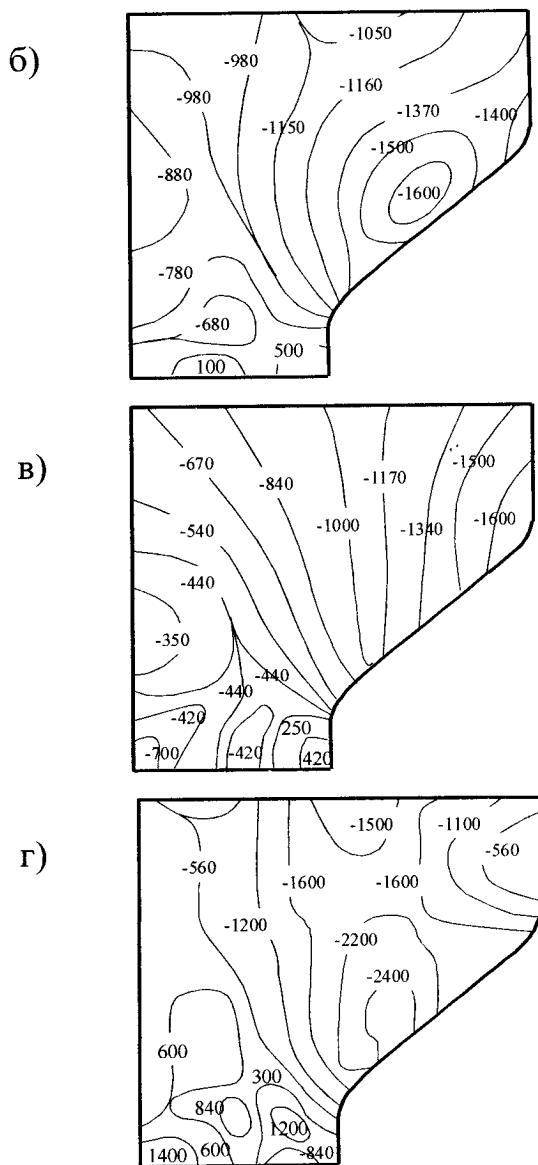


Рис. 3.7 (продовження). Компоненти тензора напружень при видавлюванні заготовки із сталі 10 (а –  $\sigma_r$ ; б –  $\sigma_\varphi$ ; в –  $\sigma_z$ ; г –  $\tau_{rz}$  в МПа)

Компоненти тензора напружень визначали за методикою, наведеній у розділі 2.3. Результати розрахунків для алюмінію АД1 та сталі 10 наведені у вигляді ізоліній  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\varphi$ ,  $\sigma_z$ ,  $\tau_{rz}$  на рис. 3.6, 3.7. Аналіз розподілу напружень по перерізу показує, що заготовка деформується в умовах усестороннього нерівномірного стиску.

Нормальні напруження  $\sigma_r$  (див. рис. 3.6) стискаючі по всій пластичній області та досягають значень  $\sigma_r = -290$  МПа на вході в матрицю, а на виході зменшуються за абсолютною величиною до значень  $\sigma_r = -100$  МПа. Нерівномірність розподілу  $\sigma_r$  по радіусу збільшується від  $\Delta\sigma_r/\Delta r = 1,625$  МПа/мм на вході до  $\Delta\sigma_r/\Delta r = 3$  МПа/мм на виході із матриці. По висоті нерівномірність розподілу  $\sigma_r$  складає  $\Delta\sigma_r/\Delta z = 4,33$  МПа/мм у зоні контакту, та  $\Delta\sigma_r/\Delta z = 4,53$  МПа/мм на осі.

Характер розподілу тангенціальних напружень  $\sigma_\varphi$  по перерізу (див. рис. 3.6б) близький до розподілу  $\sigma_r$ . При цьому найменші значення  $\sigma_\varphi = -375$  МПа мають місце на вході, а найбільші значення  $\sigma_\varphi = 175$  МПа на виході з матриці. Нерівномірність розподілу по радіусу складає  $\Delta\sigma_\varphi/\Delta r = 3,75$  МПа/мм на вході, а на виході  $-\Delta\sigma_\varphi/\Delta r = 15$  МПа/мм. Нерівномірність розподілу  $\sigma_\varphi$  по висоті  $\Delta\sigma_\varphi/\Delta z = 18,33$  МПа/мм у зоні контакту та  $\Delta\sigma_\varphi/\Delta z = 3,33$  МПа/мм на осі. Тобто нерівномірність розподілу  $\sigma_\varphi$  як по радіусу, так і по висоті значно більша, ніж нерівномірність розподілу  $\sigma_r$ .

Осьові напруження  $\sigma_z$  змінюються від стискаючих  $\sigma_z = -405$  МПа на границі заготовки з поверхнею матриці на вході до розтягуючих  $\sigma_z = 150$  МПа також на границі заготовки з робочою поверхнею матриці на виході. На осі  $\sigma_z$  змінюється від  $\sigma_z = -190$  МПа до  $\sigma_z = -280$  МПа. Нерівномірність розподілу  $\sigma_z$  по радіусу складає  $\Delta\sigma_z/\Delta r = 5,4$  МПа/мм на вході та  $\Delta\sigma_z/\Delta r = 20$  МПа/мм на виході. Нерівномірність розподілу  $\sigma_z$  по висоті дорівнює  $\Delta\sigma_z/\Delta z = 18$  МПа/мм у зоні контакту, та  $\Delta\sigma_z/\Delta z = -3$  МПа/мм на осі.

Таким чином, нерівномірність розподілу  $\sigma_\varphi$  і  $\sigma_z$  по висоті досить близька та значно вища, ніж нерівномірність розподілу  $\sigma_r$ . Розподіл  $\sigma_z$  по радіусу найбільш нерівномірний. Крім того, нерівномірність розподілу сильно змінюється по висоті матриці. Радіальні  $\sigma_r$  та тангенці-

альні  $\sigma_\phi$  напруження розподілені по перерізу більш рівномірно. Усі три компоненти тензора напружень  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\phi$ ,  $\sigma_z$  зростають (алгебраїчно) із зменшенням  $r$  та з ростом  $z$  (див. рис. 3.6а, б, в). Причому  $\sigma_\phi$  та  $\sigma_z$  у зоні контакту змінюють знак і стають розтягуючими, що свідчить про немонотонність навантаження.

Характер розподілу дотичних напружень відрізняється від розподілу нормальних напружень (див. рис. 3.6г). Дотичні напруження приймають найменші значення  $\tau_{rz} = -900$  МПа на границі заготовки з кінцевою поверхнею матриці та змінюють знак із мінуса на вході на плюс на виході з матриці. Така зміна свідчить про зміну напрямку зсуву, тобто про немонотонність навантаження по всьому об'єму деформованої заготовки. Необхідно відмітити, що  $\sigma_\phi$  і  $\sigma_z$  змінюють знак тільки в зоні контакту. Найбільші значення дотичні напруження  $\tau_{rz} = 800$  МПа мають на виході із матриці.

Необхідно відмітити, що компоненти тензора швидкостей деформацій, розраховані за спотворенням координатної сітки, нанесеної на меридіональні перерізи свинцевих і алюмінієвих заготовок, відрізняються в середньому на 10 %, а в шарах, що примикають до матриці, розходження досягають 15 %. Ці розходження близькі до величини сумарної похибки вимірювань та розрахунків. Тому для розрахунку напруженого стану в заготовці зі сталі 10 використовували деформовану координатну сітку, яку отримали на зразках з алюмінію АД1. Результати розрахунку напружень у сталій заготовці наведені на рис. 3.7.

Радіальні напруження  $\sigma_r$  у сталій заготовці (див. рис. 3.7а) стискуючі по всьому об'єму та змінюються від 1170 МПа на початку пластичної зони до  $-500$  МПа на виході з матриці. Нерівномірність розподілу  $\sigma_r$  по радіусу на вході в матрицю складає від  $\Delta\sigma_r/\Delta r = 16,75$  МПа/мм, а на виході  $-\Delta\sigma_r/\Delta r = 30$  МПа/мм. Нерівномірність розподілу  $\sigma_r$  по висоті  $\Delta\sigma_r/\Delta z = 24$  МПа/мм у зоні контакту заготовки з матрицею та  $\Delta\sigma_r/\Delta z = 13$  МПа/мм,  $\Delta\sigma_r/\Delta z = 16,6$  МПа/мм на осі у верхній та нижній частинах, відповідно.

Тангенціальні напруження  $\sigma_\phi$  (див. рис. 3.7б) стискуючі в більшій частині пластичної області і дорівнюють  $\sigma_\phi = -1050$  МПа на вході в

матрицю та  $\sigma_\phi = -1600$  МПа в зоні контакту матеріалу з конічною поверхнею матриці. На виході з матриці  $\sigma_\phi$  розтягуючі і дорівнюють  $\sigma_\phi = 500$  МПа. Нерівномірність розподілу  $\sigma_\phi$  по радіусу складає  $\Delta\sigma_\phi/\Delta r = 9,75$  МПа/мм у верхній частині пластичної області,  $\Delta\sigma_\phi/\Delta r = 24$  МПа/мм у середній частині та  $\Delta\sigma_\phi/\Delta r = 20$  МПа/мм на виході з матриці. Нерівномірність розподілу по висоті  $\Delta\sigma_\phi/\Delta z = 20$  МПа/мм у верхній частині на границі контакту заготовки з матрицею, та  $\Delta\sigma_\phi/\Delta z = 105$  МПа/мм у нижній частині зони контакту. На осі заготовки нерівномірність розподілу складає в середньому  $\Delta\sigma_\phi/\Delta z = 36$  МПа/мм. Таким чином, найбільша нерівномірність розподілу  $\sigma_\phi$  має місце в конічній частині зони контакту. Зміна знаку  $\sigma_\phi$  свідчить про немонотонність навантаження.

Осьові напруження  $\sigma_z$  (див. рис. 3.7в) в більшій частині пластичної області стискуєчі і тільки в незначному об'ємі матеріалу, який знаходиться в області контакту заготовки з матрицею на виході,  $\sigma_z$  розтягуючі. По величині осьові напруження  $\sigma_z$  змінюються від  $\sigma_z = -1500$  МПа на вході в матрицю до  $\sigma_z = 420$  МПа (у зоні контакту) та  $\sigma_z = -700$  МПа (на осі) на виході з матриці. Нерівномірність розподілу по радіусу у верхній частині пластичної області складає  $\Delta\sigma_z/\Delta r = 20$  МПа/мм, та  $\Delta\sigma_z/\Delta r = 56$  МПа/мм у нижній частині. Нерівномірність розподілу  $\sigma_z$  по висоті складає  $\Delta\sigma_z/\Delta z = 16$  МПа/мм у верхній частині та  $\Delta\sigma_z/\Delta z = 24$  МПа/мм у нижній частині на осі заготовки. В зоні контакту  $\Delta\sigma_z/\Delta z = 50$  МПа/мм у більшій частині пластичної області та  $\Delta\sigma_z/\Delta z = 63$  МПа/мм у пластичній області на виході з матриці.

Дотичні напруження змінюються від  $\tau_{rz} = -1500$  МПа на вході в матрицю до 1400 МПа на виході. Дотичні напруження змінюють знак на виході з матриці, а також у більшій частині об'єму матеріалу, який прилягає до осі заготовки, що свідчить про немонотонність навантаження при прямому видавлюванні. Нерівномірність розподілу  $\tau_{rz}$  по радіусу у верхній частині  $\Delta\tau_{rz}/\Delta r = 31$  МПа/мм та  $\Delta\tau_{rz}/\Delta r = 80$  МПа/мм на виході з матриці. Нерівномірність розподілу  $\tau_{rz}$  по висоті складає  $\Delta\tau_{rz}/\Delta z = 65$  МПа/мм на осі та  $\Delta\tau_{rz}/\Delta z = 65$  МПа/мм у верхній частині зони контакту. В нижній частині зони контакту  $\Delta\tau_{rz}/\Delta z = 200$  МПа/мм.



Таким чином, найбільша нерівномірність розподілу напружень у пластичній зоні як по радіусу, так і по висоті має місце на виході з матриці, що при інших ідентичних умовах позитивно впливає на пластичність.

На рис. 3.8 наведено розподіл накопиченої деформації  $e_u$ , параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  і показника жорсткості напруженого стану  $\eta$ . Ізолінії розподілу  $e_u$  і  $\mu_\sigma$  для алюмінію АД1 і сталі 10 збігаються, а розходження між ізолініями показника жорсткості напруженого стану  $\eta$  для алюмінію АД1 і сталі 10 незначні (див. рис. 3.8).

Накопичена деформація  $e_u$  (див. рис. 3.8) змінюється від  $e_u = 0,1$  на початку пластичної зони до  $e_u = 0,9$  в кінці пластичної зони. Нерівномірність розподілу  $e_u$  по радіусу у верхній частині практично дорівнює нулю, а на виході з матриці  $\Delta e_u / \Delta r = 0,0225 \text{ мм}^{-1}$ . Нерівномірність розподілу  $e_u$  по висоті складає  $\Delta e_u / \Delta z = 0,03 \text{ мм}^{-1}$  в області контакту та  $\Delta e_u / \Delta z = 0,02 \text{ мм}^{-1}$  на виході з матриці.

В. А. Огородніковим було встановлено [33], що нерівномірність пластичних деформацій позитивно впливає на пластичність. В окремих випадках, при великих градієнтах, пластичність зростає на 10...15 %. Тому при оцінці пластичності металів при видавлюванні необхідно враховувати позитивну дію не тільки всестороннього нерівномірного стиску, але і вплив градієнта пластичних деформацій та немонотонності навантаження.

Так як розподіл напружень по об'єму пластичної зони нерівномірний, то і розподіл показника жорсткості напруженого стану  $\eta$  також нерівномірний (див. рис. 3.8). Нерівномірність розподілу  $\eta$  по радіусу у верхній частині складає  $\Delta \eta / \Delta r = 0,1 \text{ мм}^{-1}$ , а в нижній –  $\Delta \eta / \Delta r = 0,175 \text{ мм}^{-1}$ . Нерівномірність розподілу  $\eta$  по висоті в зоні контакту дорівнює  $\Delta \eta / \Delta z = 0,38 \text{ мм}^{-1}$ , а на осі –  $\Delta \eta / \Delta z = 0,2 \text{ мм}^{-1}$ . Зона найбільшої нерівномірності розподілу  $\eta$  збігається із зоною найбільшої нерівномірності розподілу напружень.

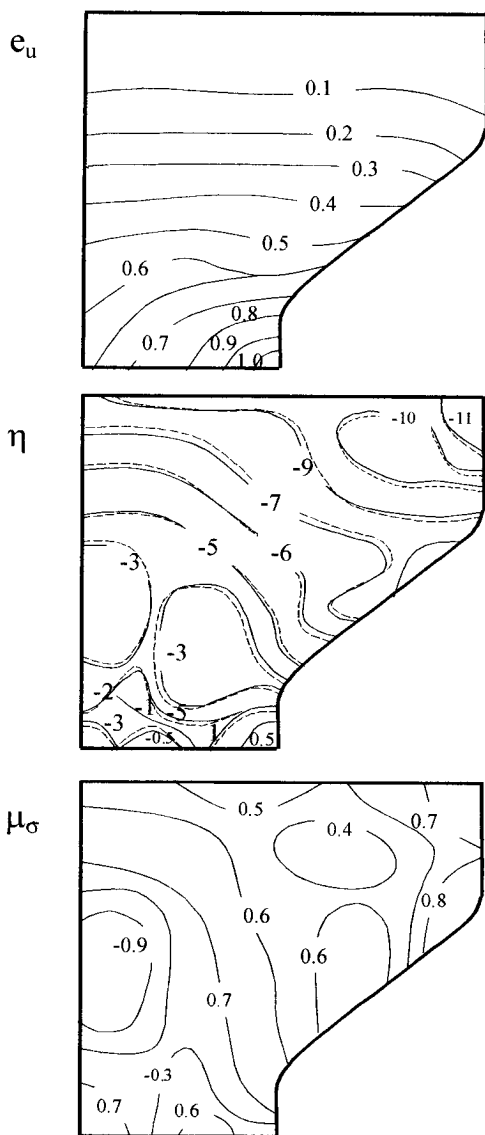


Рис. 3. 8. Накопичена деформація  $e_u$ , показник жорсткості напруженого стану  $\eta$  і параметр Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  після видавлювання алюмінію АД1 (—) і сталі 10 (---)

Розподіл параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  (див. рис. 3.8) по перерізу більш рівномірний. У верхній частині  $\Delta\mu_\sigma/\Delta r = 0,00625 \text{ мм}^{-1}$ , в нижній частині пластичної зони  $\Delta\mu_\sigma/\Delta r = 0,05 \text{ мм}^{-1}$ . По висоті в зоні контакту  $\mu_\sigma$  змінюється дуже мало, в цій області має місце всесторонній стиск, так як  $\mu_\sigma > 0$ , а  $\eta < 0$ . В верхній частині пластичної зони на осі заготовки  $\Delta\mu_\sigma/\Delta z = 0,09 \text{ мм}^{-1}$ , а в нижній частині  $\Delta\mu_\sigma/\Delta z = 0,11 \text{ мм}^{-1}$ . Тобто, на осі заготовки всесторонній стиск у верхній частині переходить у пасивний розтяг у середній частині і в всесторонній стиск на виході з матриці. Такі зміни показників  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  свідчать про немонотонність пластичної деформації, яку враховували при розрахунку величини використаного ресурсу пластичності за критерієм (3.9).

Використаний ресурс пластичності визначали за критерієм [153, 159], який для суцільного середовища має вигляд

$$\psi = 3\psi_0^2 \exp\left(c \int_0^{e_u} \frac{\eta de_u^*}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)}\right) + \sqrt{\Psi_{ij} \Psi_{ij}}, \quad (3.9)$$

де  $\Psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*(\eta, \mu_\sigma)}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}\right) \beta_{ij} \frac{e_u^*}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} - \text{компоненти}$  (3.10)

тензора пошкоджень;  $\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{de_{ij}}{de_u}$  – компоненти направляючого тензора прирощень деформацій.

Константу  $a$  для алюмінію АД1 і сталі 10 приймали рівною  $a = 0,1$ , а константу  $c = 1$ . Використаний ресурс пластичності  $\psi_0$  приймали рівним нулю  $\psi_0 = 0$ . Поверхню граничних деформацій  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$  описували рівняннями (3.7) для сталі 10 та (3.8) для алюмінію АД1. Для визначення  $\beta_{ij}$  використовували відомі залежності  $e_{ij}$  від  $e_u$ , одержані на основі експериментальних досліджень. Апроксимація експериментальних залежностей  $e_{ij}(e_u)$  виконувалась за методикою, наведеною у п. 2.1.2.

Траєкторію навантаження  $e_u(\eta; \mu_\sigma)$  для кожної частинки матеріалу у вузлах розрахункової сітки находили шляхом апроксимації кубічними сплайнами залежності накопиченої деформації  $e_u$  від показників

жорсткості напруженого стану  $\eta$  та параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  уздовж ліній току. Отримані таким шляхом траєкторії навантаження  $e_{ii}(\eta; \mu_\sigma)$  використовували в підінтегральному виразі критерію (3.9).

При прямому видавлюванні показник напруженого стану  $\eta$  змінюється від  $-9$  до  $1,0$ , а параметр Надаї-Лоде від  $0,75$  до  $-0,3$  (див. рис. 3.8). Тому більша частина об'єму деформованого металу знаходиться в умовах всестороннього нерівномірного стиску. Напруження розтягу з'являються в невеликій області на виході з матриці. В цій же області змінюють знак дотичні напруження, тобто змінюється напрям зсуву  $i$ , таким чином, має місце немонотонність навантаження, вплив якої на пластичність дозволяє врахувати критерій (3.9). Розрахунки використаного ресурсу пластичності  $\psi$  за (3.9) виконували по всьому об'єму пластичної області у вузлах розрахункової сітки. Результати розрахунків  $\psi$  представлені у виді ізоліній на рис. 3.9 для алюмінію АД1 та на рис. 3.10 для сталі 10. Максимальних значень використаний ресурс пластичності  $\psi$  набуває на виході із матриці в області контакту заготовки з поверхнею матриці. Для сталі 10  $\psi_{\max} = 0,25$  (див. рис. 3.10), а для алюмінію АД1  $\psi_{\max} = 0,20$  (див. рис. 3.9). На осі заготовки  $\psi = 0,10$  для сталі 10 та  $\psi = 0,10 \dots 0,12$  для алюмінію АД1. Таким чином значення  $\psi$  на осі заготовки для АД1 мало відрізняється від  $\psi$  для сталі 10. Характер розподілу  $\psi$  по перерізу для сталі 10 та алюмінію АД1 у цілому досить близький, а розходження в числових значеннях не перевищують 40%. Це пов'язано з тим, що траєкторії деформування частинок матеріалу мало залежать від його механічних властивостей, а поверхні граничних деформацій  $e_{rp}(\eta; \mu_\sigma)$  для сталі 10 та алюмінію АД1 різні. На рис. 3.3 та рис. 3.4 наведені траєкторії навантаження частинок матеріалу, які знаходяться на осі ( $r = 0$ ), середній частині заготовки ( $r = R/2$ ) і в області контакту ( $r = R$ ) для інтервалу  $-2,5 \leq \eta \leq 1$ . Як видно з рис. 3.3 та рис. 3.4, найбільш несприятливі умови деформування мають місце в області контакту заготовки з матрицею ( $r = R$ ). Величина використаного ресурсу пластичності в цій області найбільша (див. рис. 3.9, 3.10).

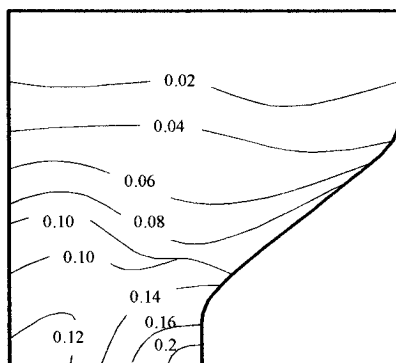


Рис. 3.9. Використаний ресурс пластичності  $\psi$  після видавлювання заготовки з алюмінію АД1

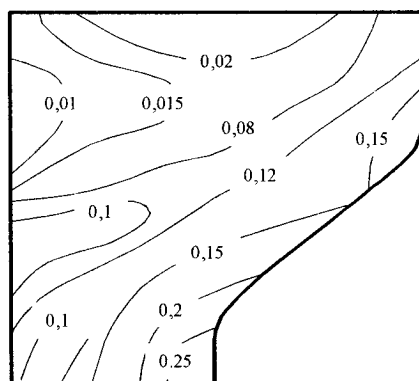


Рис. 3.10. Використаний ресурс пластичності  $\psi$  після видавлювання заготовки зі сталі 10

Аналіз одержаних результатів показує, що закономірність розподілу використаного ресурсу пластичності по об'єму заготовок суттєво не відрізняються. Однак при видавлюванні сталюго зразка розподіл  $\psi$  по перерізу більш нерівномірний, а при видавлюванні зразка з алюмінію АД1 нерівномірність зменшується.

### 3.3. Дослідження процесу поперечного видавлювання з контурною осадкою

Для реалізації процесу поперечного видавлювання з контурною осадкою спроектували і виготовили пристрій (рис. 3.11.), який складається з контейнера 4, в якому розташовані дві матриці 3 і 6, розділені між собою прокладкою 5, висота якої змінюється в залежності від необхідної товщини фланцю поковки. Матриці фіксуються кришками 2 і 8 за допомогою болтів.

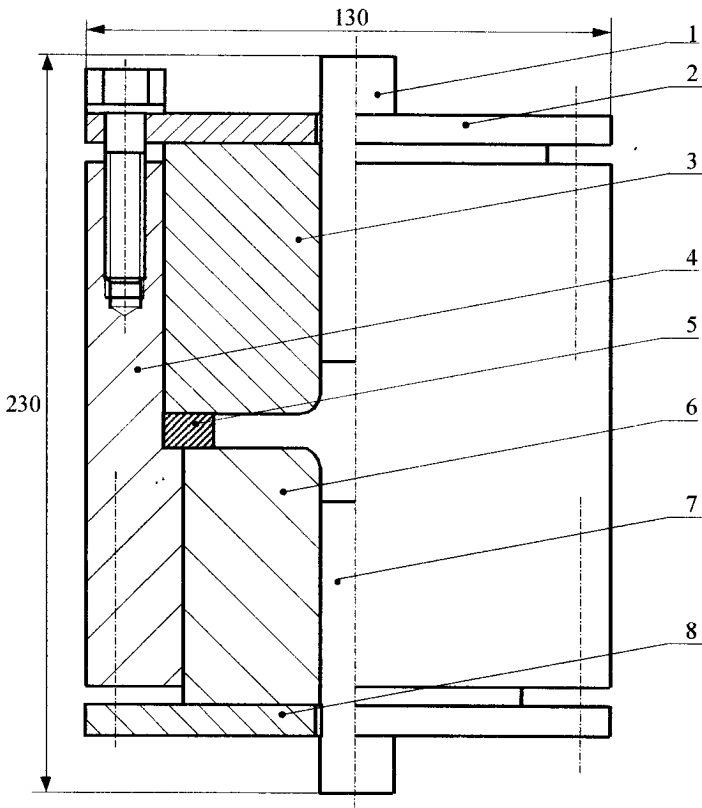


Рис. 3.11. Схема пристрою для радіального видавлювання з контурною осадкою

У штампах використовувались матриці з внутрішніми діаметрами  $d_0 = 40$  мм на вході в матрицю та  $d_0 = 20$  мм на виході. Всі матриці і пуанسونи виготовляли із сталі Х12, гартували до твердості  $HR_c = 56 \dots 60$ , робочі поверхні шліфували до  $R_a = 0,4$ . Кромки матриці з перехідної частини в поперечну виготовляли з радіусом закруглення  $r = 5$  мм. Висота кілець  $h = 5; 10; 15$  мм.

При дослідженні процесу поперечного видавлювання з контурною осадкою використовували експериментально-розрахунковий метод, який базується на методі сіток. При цьому зростає трудомісткість експериментальних досліджень, так як напруження та деформації у цьому випадку є не тільки функціями координат, але і часу. Крім того, в меридіональному перерізі заготовок виникають напруження розтягу, що призводить до ускладнення використання методу координатних сіток. При поперечному видавлюванні з контурною осадкою має місце немонотонність навантаження, що також ускладнює визначення компонент тензора напружень [154, 156].

З урахуванням цих факторів процес видавлювання з контурною осадкою розділяли на 6 етапів. Г. Д. Делем [22] та В. А. Огородніковим [33] було встановлено, що кінематика пластичної деформації практично не залежить від механічних характеристик деформованого металу, а визначається тільки умовами деформування. В. А. Огородніков [33] показав, що траєкторії навантаження в координатах: показник жорсткості напруженого стану  $\eta$ , накопичена деформація  $\epsilon_n$  також визначаються тільки основними характеристиками технологічного процесу. Тому для дослідження розподілу та зміни напружено-деформованого стану по об'єму деформованої заготовки досліди проводили на зразках із сурмянистого свинцю. З цією метою для кожного етапу виготовляли зразки із сурм'янистого свинцю ( $d_0 = 40$  мм,  $h_0 = 60$  мм). Зразки виготовляли із двох симетричних половин, на поліровані меридіональні площини яких наносили координатну сітку з кроком 2 мм на фрезерному верстаті з ЧПУ. Потім зразки спаювали за допомогою сплаву Вуда.

Процес видавлювання проводили в 3 етапи. Перші три заготовки видавлювали до розмірів першого етапу, другі 3 зразки видавлювали до розмірів другого етапу, треті 3 зразки видавлювали до розмірів тре-

тього етапу. При проведенні контурної осадки всі зразки видавлювали до розмірів радіального видавлювання третього етапу, а контурну осадку отриманих на останньому етапі радіального видавлювання зразків виконували в 3 етапи, аналогічно радіальному видавлюванню. Таким чином, дослідження проводили не розриваючи процес деформації, і кожний зразок характеризує деформований стан у кінці цього етапу. Після деформування по етапах розпаювали зразки і заміряли координати вузлів вихідної прямокутної сітки, нанесеної на меридіональний переріз.

Експериментальні дані одержували у вигляді таблично заданих функцій масивів поточних (ейлерових) координат  $z$ ;  $r$  від початкових (лагранжевих) координат  $z_0$ ;  $r_0$  і часу (номера етапу деформування). Масиви  $r$  і  $z$  є вихідними даними для визначення кінематики деформування.

З аналізу напружено-деформованого стану випливає, що при радіальному видавлюванні з контурною осадкою найбільш небезпечними, із точки зору ймовірності руйнування, є об'єми матеріалу, які знаходяться на максимальному діаметрі деформованої заготовки. Тому на бокову поверхню заготовки зі сталі 10 та алюмінію АД1, отриманих після видавлювання, також наносили координатну сітку. Ці зразки деформували за тією ж схемою, що і заготовки зі свинцю.

Обробку масивів залежностей  $z(z_0; r_0)$ ,  $r(z_0; r_0)$  та визначення компонент тензора швидкостей деформацій  $\dot{\epsilon}_r$ ,  $\dot{\epsilon}_\varphi$ ,  $\dot{\epsilon}_z$ ,  $\dot{\gamma}_{rz}$  виконували за методикою, наведеною в п. 2.2.

Накопичену деформацію  $e_u$  визначали за формулою

$$e_u = \int_0^t \dot{\epsilon}_u d\tau, \quad (3.11)$$

$$\text{де } \dot{\epsilon}_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_\varphi)^2 + (\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_r)^2 + \frac{2}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2} - \quad (3.12)$$

інтенсивність швидкостей деформацій;  $t$  – час деформування.

Розподіли накопиченої деформації  $e_u$  по меридіональному перерізу заготовки наведені на рис. 3.12–3.14 для трьох етапів поперечного видавлювання, та на рис. 3.15–3.17 для трьох етапів контурної осадки.



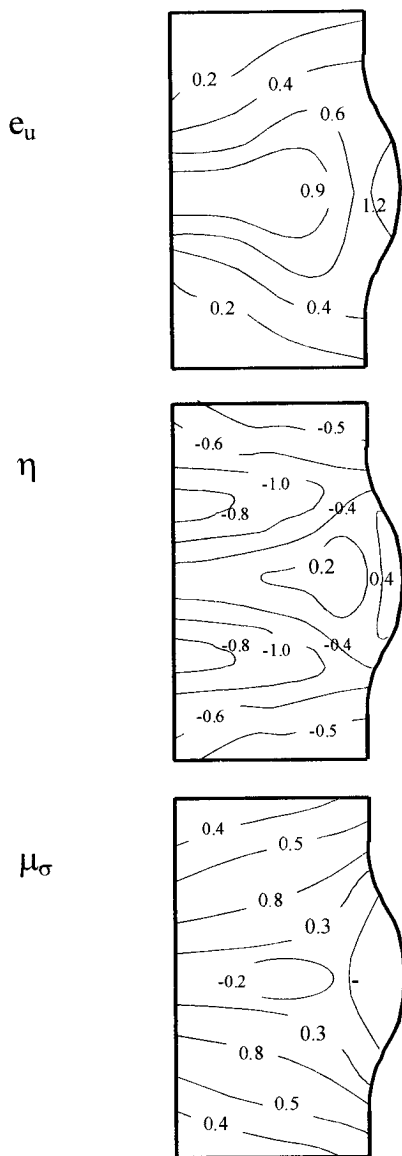


Рис. 3.12. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після першого етапу радіального видавлювання

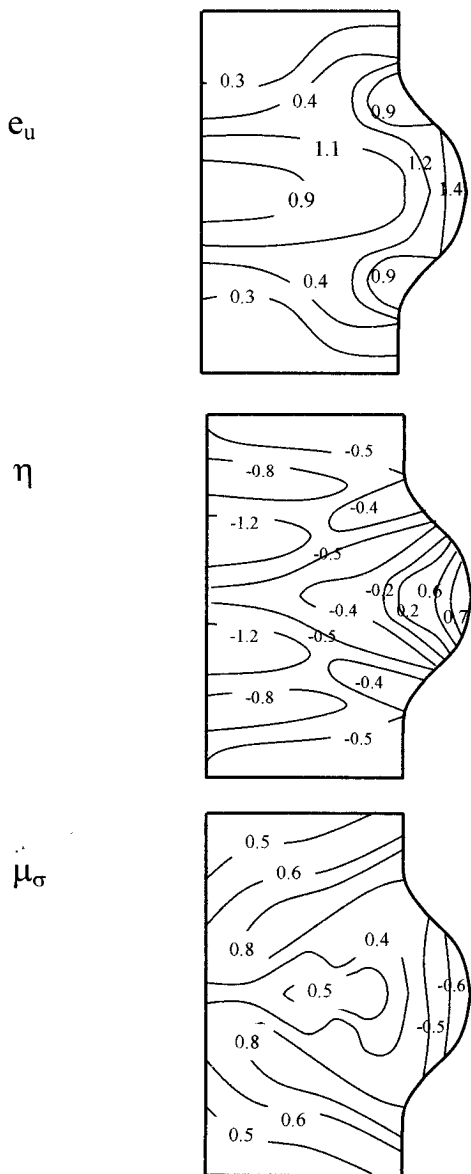


Рис. 3.13. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після другого етапу радіального видавлювання

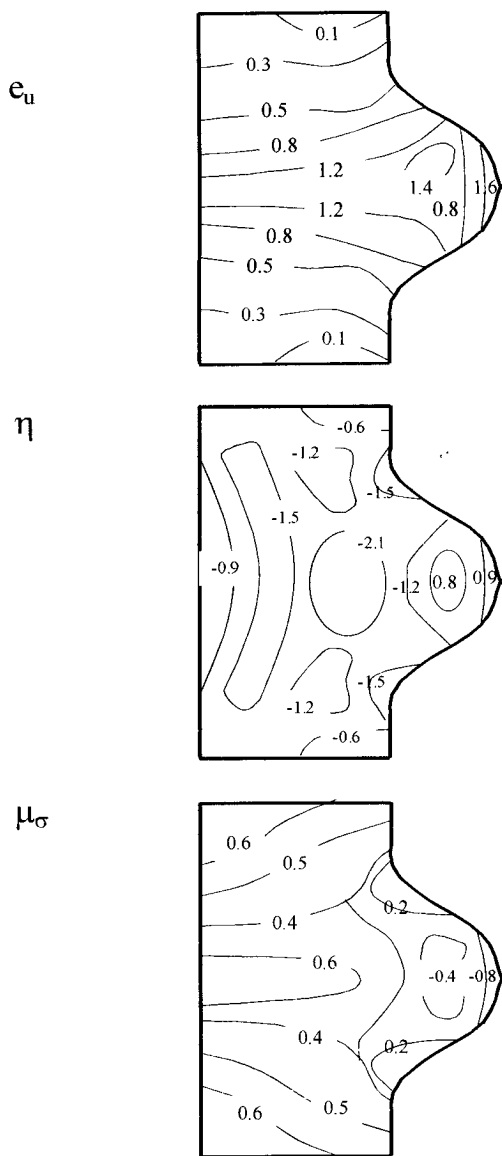


Рис. 3.14. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після третього етапу радіального видавлювання

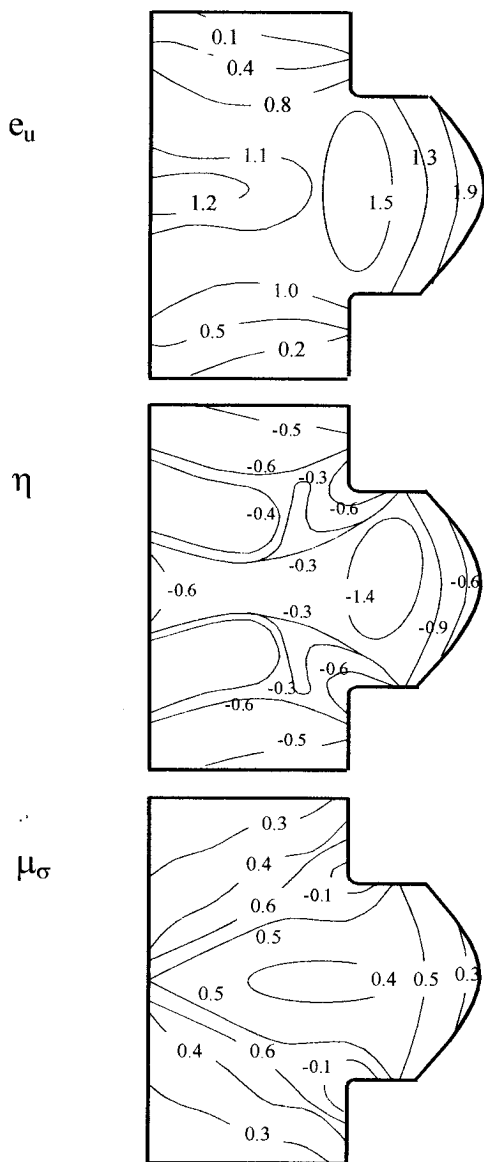


Рис. 3.15. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після першого етапу контурної осадки

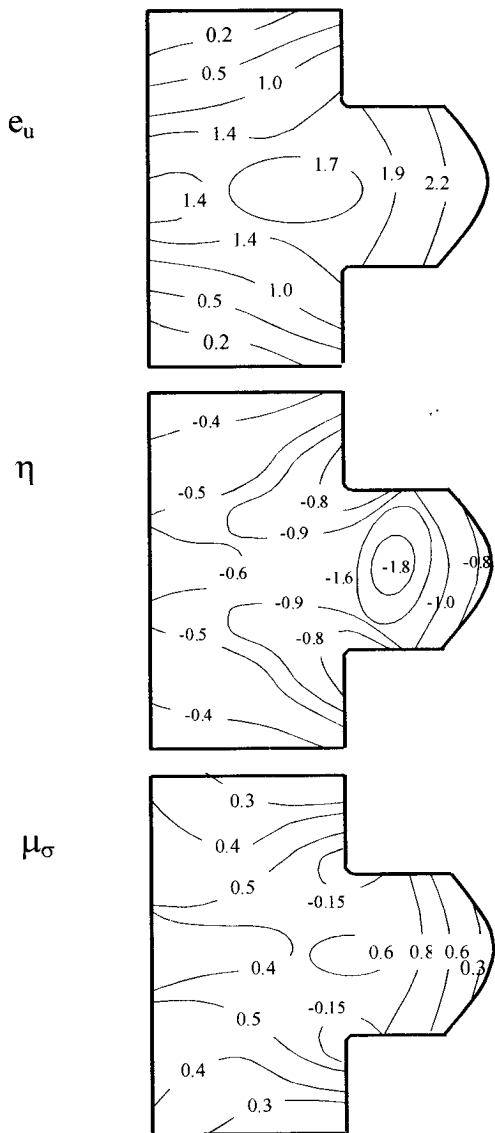


Рис. 3.16. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після другого етапу контурної осадки

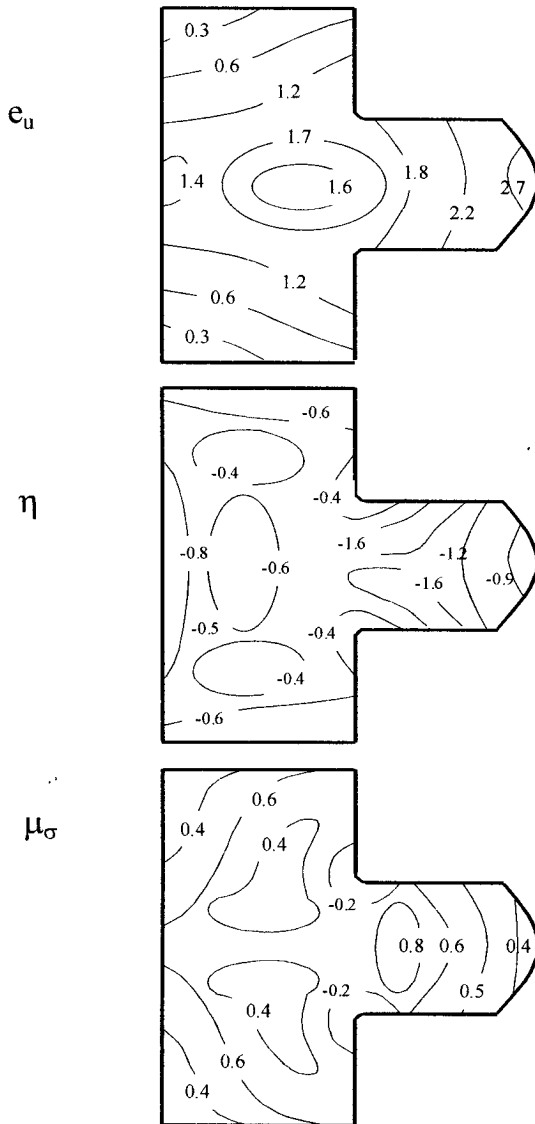


Рис. 3.17. Розподіл  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу після третього етапу контурної осадки

Аналіз одержаних результатів показує, що при поперечному видавлюванні найбільше значення накопичена деформація  $e_u$  має в найбільш віддалених точках екваторіальної площини. І тільки на 3-му етапі в тій же площині на невеликій відстані від поверхні  $e_u$  досить великі (див. рис. 3.13). Нерівномірність розподілу накопиченої деформації  $e_u$  по радіусу в екваторіальній площині: на 1-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta r = 0,06 \text{ мм}^{-1}$ ; на 2-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta r = 0,05 \text{ мм}^{-1}$ ; на 3-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta r = 0,034 \text{ мм}^{-1}$ . Нерівномірність розподілу накопиченої деформації  $e_u$  по висоті: на 1-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta z = 0,04 \text{ мм}^{-1}$ , на 2-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta z = 0,065 \text{ мм}^{-1}$ , на 3-ому етапі  $\Delta e_u/\Delta z = 0,096 \text{ мм}^{-1}$  на осі, та  $\Delta e_u/\Delta z = 0,09 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,12 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,13 \text{ мм}^{-1}$  на периферії на 1-ому, 2-ому, 3-ому етапах, відповідно.

При контурній осадці найбільші значення накопичена деформація  $e_u$  має в найбільш віддалених точках екваторіальної площини. Нерівномірність розподілу  $e_u$  по радіусу в екваторіальній площині складає  $\Delta e_u/\Delta r = 0,9 \text{ мм}^{-1}$  на першому етапі;  $\Delta e_u/\Delta r = 0,6 \text{ мм}^{-1}$  на другому етапі та  $\Delta e_u/\Delta r = 0,86 \text{ мм}^{-1}$  на третьому етапі. Нерівномірність розподілу  $e_u$  по висоті на осі:  $\Delta e_u/\Delta z = 0,094 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,098 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,09 \text{ мм}^{-1}$ , а на периферії  $\Delta e_u/\Delta z = 0,12 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,13 \text{ мм}^{-1}$ ,  $\Delta e_u/\Delta z = 0,14 \text{ мм}^{-1}$  на периферії на 1-ому, 2-ому та 3-ому етапах, відповідно.

Таким чином, як при поперечному видавлюванні, так і при контурній осадці найбільша нерівномірність пластичних деформацій має місце в периферійній частині. Наявність нерівномірності пластичних деформацій при інших рівних умовах сприяє збільшенню пластичності [33].

Компоненти девіатора та тензора напружень розраховували за методиками, наведеними у п.п. 2.3, 2.4, які дозволяють врахувати вплив деформаційної анізотропії при немонотонному навантаженні на величину компонент девіатора напружень. Значення показника жорсткості напруженого стану  $\eta$  та параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$  знаходили за відомими формулами

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}; \quad \mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}.$$

Так як при радіальному видавлюванні та контурній осадці має місце осесиметрична деформація, то одне з головних напружень приймали рівним  $\sigma_\phi$ , а для визначення двох інших використовували формулу

$$\sigma_{\max/\min} = \frac{\sigma_z + \sigma_r}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + 4\tau_{rz}^2}.$$

Отримані в результаті розрахунків розподіли  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу для трьох етапів радіального видавлювання та трьох етапів контурної осадки наведені на рис. 3.12-3.17.

Аналіз розподілу  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  на першому етапі (див. рис. 3.12) показує, що в більшій частині пластичної області має місце всесторонній стиск ( $\eta < 0$ ;  $\mu_\sigma > 0$ ) і тільки в екваторіальній площині та примикаючих до неї об'ємах з'являються деформації розтягу ( $\eta > 0$ ;  $\mu_\sigma < 0$ ). Причому, в об'ємах, віддалених від вільної поверхні, має місце розтяг ( $\mu_\sigma < 0$ ) в умовах усестороннього стиску ( $\eta < 0$ ).

На другому етапі радіального видавлювання (див. рис. 3.13) зона розтягуючих напружень розширяється від зовнішньої поверхні всередину заготовки. Однак у внутрішніх шарах екваторіального перерізу всесторонній стиск збільшується зі зменшенням радіуса (показник  $\eta$  зменшується від  $\eta = -0,2$  до  $\eta = -1,2$ , а параметр Надаї-Лоде зростає від  $\mu_\sigma = 0,4$  до  $\mu_\sigma = 0,8$ ).

На третьому етапі (див. рис. 3.14) периферійні шари екватора заготовки знаходяться в умовах близьких до одноосного розтягу ( $\eta = 0,9$ ,  $\mu_\sigma = -0,8$ ). Зменшується всесторонній стиск і в шарах, близьких до осі заготовки ( $\eta = -0,9$ ,  $\mu_\sigma = 0,6$ ). Тобто, з ростом діаметра стовщення схема напруженого стану стає більш жорсткою по всьому об'єму пластичної області.

На першому етапі контурної осадки (див. рис. 3.15) в периферійних шарах екваторіальної площини заготовки переважає деформація стиску ( $\eta = -0,6$ ,  $\mu_\sigma = 0,3$ ) і по радіусу заготовки схема напруженого стану змінюється мало. На другому етапі контурної осадки (див. рис. 3.16) доля стискуючих напружень на вільній поверхні заготовки збільшується ( $\eta = -0,8$ ,  $\mu_\sigma = 0,6$ ), а схема напруженого стану в



шарах, близьких до осі заготовки, залишається практично без змін. На третьому етапі (див. рис. 3.17) схема напруженого стану в периферійних шарах змінюється дуже мало, а в області, яка прилягає до осі збільшується доля стискуючих напружень.

Використаний ресурс пластичності при радіальному видавлюванні з контурною осадкою розраховували за критерієм (3.9). При цьому  $\psi_0$  у вузлових точках пластичної області приймали рівним величині використаного ресурсу пластичності, отриманого після прямого видавлювання. Поверхню граничних деформацій  $e_p(\eta; \mu_\sigma)$  описували рівняннями (3.7) для сталі 10 та (3.8) для алюмінію АД1. Компоненти направляючого тензора прирощень деформацій  $\beta_{ij}$  визначали на основі одержаних після обробки експериментальних результатів залежностей  $\dot{\epsilon}_{ij}$  від  $e_u$ . Експериментальні залежності  $\dot{\epsilon}_{ij}(e_u)$  апроксимували кубічними сплайнами за методикою, наведеною в п. 2.1.2.

Компоненти тензора пошкоджень  $\psi_{ij}$  визначали за формулою

$$\psi_{ij}^{(k)} = \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^{(k)}} \left( 1 - a + 2a \frac{e_u(\eta, \mu_\sigma)}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij}^{(k)} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)},$$

де  $e_u^{(k-1)}$  – ступінь деформації на попередньому етапі;  $e_u^{(k)}$  – ступінь деформації на цьому етапі.

При поперечному видавлюванні  $k = 2$   $e_u^{(1)}$  дорівнює нулю, а при контурній осадці  $k = 3$   $e_u^{(2)}$  дорівнює накопиченій деформації після прямого та радіального видавлювань.

Траєкторії навантаження  $e_u(\eta; \mu_\sigma)$  для кожної частинки матеріалу в вузлах розрахункової сітки визначали на основі одержаних у кожній точці значень  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  у кінці відповідного етапу (див. рис. 3.12–3.17). Отримані таким шляхом величини  $e_u$ ,  $\eta$ ,  $\mu_\sigma$  використовували для побудови траєкторій  $e_u(\eta; \mu_\sigma)$ , які потім використовували в критерії (3.9).

Крім того, для побудови траєкторій  $e_u(\eta; \mu_\sigma)$  частинок матеріалу, які знаходяться на вільній поверхні в зоні екваторіального перерізу, використовували координатну сітку, нанесену на вільну поверхню за-

готовок із сталі 10 та алюмінію АД1. Отримані таким чином траєкторії відрізняються від траєкторій, одержаних на заготовках із свинцю за спотворенням координатної сітки в меридіональному перерізі, на 10...15 %. Такі розходження можуть бути обумовлені як похибками вимірювань та обчислень, так і тим, що при наявності розтягуючих напружень в меридіональній площині суцільні заготовки дозволяють отримувати більш достовірні результати.

Отримані функціональні залежності компонент направляючого тензора швидкостей деформацій  $\beta_{ij}(e_u)$ , показників напруженого стану  $\eta(e_u)$ ,  $\mu_\sigma(e_u)$ , а також траєкторії навантаження  $e_u(\eta; \mu_\sigma)$  використовували для розрахунків використаного ресурсу пластичності  $\psi$  за формулою (3.9). Одержані в результаті розрахунків розподіли  $\psi$  по меридіональному перерізу заготовок з алюмінію АД1 після прямого та радіального видавлювань наведені на рис. 3.18, а після прямого видавлювання та радіального видавлювання з контурною осадкою – на рис. 3.19. Аналогічно для заготовок із сталі 10 на рис. 3.20 наведено результати розрахунку  $\psi$  після прямого та радіального видавлювань, а на рис. 3.21 наведено розподіл  $\psi$  після прямого та радіального видавлювань з контурною осадкою.

Для сталевих та алюмінієвих заготовок максимальний діаметр стовщень  $d_{\max} \approx 42$  мм. Початковий розмір заготовок, отриманих після прямого видавлювання, дорівнює  $d_0 = 20$  мм. Для сталевих заготовок  $d_{\max} = 42$  мм це практично максимальний розмір, який можна одержати в цьому технологічному процесі, так як величина використаного ресурсу в небезпечній точці складає  $\psi_{\max} = 0,95$ . При експериментальних дослідженнях тріщина на вільній поверхні заготовки з'явилась при  $d_{\max} = 45...48$  мм. Точно установити величину діаметра стовщення, при якому з'являється макротріщина в цьому випадку досить важко. Однак отримані експериментальні результати свідчать про досить високу достовірність значень використаного ресурсу пластичності, отриманих при розрахунках за критерієм (3.9).

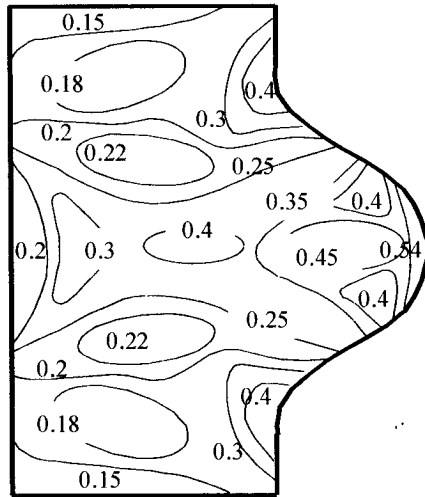


Рис. 3.18. Використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань заготовок із алюмінію АД1

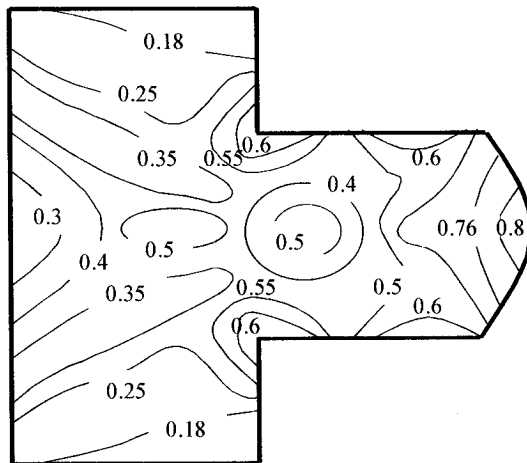


Рис. 3.19. Використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань з контурною осадкою заготовок із алюмінію АД1

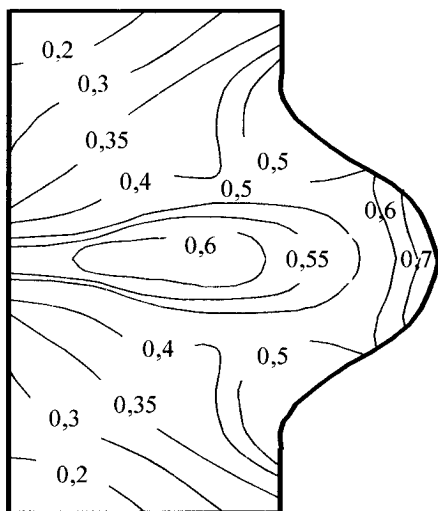


Рис. 3.20. Використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань заготовок із сталі 10

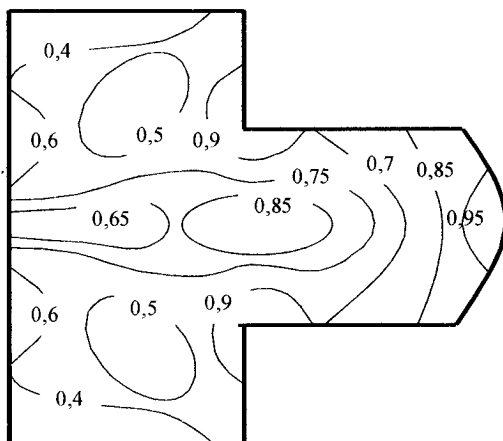


Рис. 3.21. Використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань з контурною осадкою заготовок із сталі 10

Для алюмінієвих заготовок  $\psi_{\max} = 0,8$ , тобто можливості цього процесу повністю не вичерпані.

Аналіз розподілу використаного ресурсу пластичності  $\psi$  по меридіональному перерізі свідчить про те, що в готовому виробі розподіл  $\psi$  по перерізу близький до рівномірного, тобто нерівномірність розподілу  $\psi$  значно менша, ніж після прямого видавлювання (див. рис. 3.9, 3.10), або після прямого та радіального видавлювань (див. рис. 3.18, 3.20).

Перевага розглянутого процесу полягає також в тому, що раціонально використано ефект збільшення пластичності за рахунок немонотонності навантаження та оптимальності траєкторії для небезпечних точок, що дозволило одержати діаметри стовщень на 30...40 % більші. При прямому видавлюванні заготовок із сталі 10 із початковим діаметром  $d_0 = 20$  мм, тріщина з'являється при  $d_{\max} = 30...32$  мм.

Крім того, при контурній осадці можна формувати необхідну форму стовщення. Так як в площині контакту заготовки з матрицею величина використаного ресурсу пластичності набагато менша, ніж у небезпечній точці (див. рис. 3.19, 3.21), то матеріал у цій області може деформуватися і більше. Тобто в площині матриці можна отримати необхідну форму поверхні заготовки за рахунок відповідного рельєфу поверхні матриці.

Наведені на рис. 3.18–3.21 результати розрахунку використаного ресурсу пластичності одержані для радіального видавлювання з контурною осадкою для випадку, коли відносна товщина фланцю  $h/2R_0 = 0,141$ , а відносне значення радіуса закруглення перехідної кромки  $r/2R_0 = 0$ . На рис. 3.3, 3.4 наведено траєкторії навантаження для небезпечної точки, одержані на основі обробки результатів деформації координатної сітки, яка була нанесена на поверхню заготовок із алюмінію АД1 та сталі 10. Ці траєкторії практично збігаються із траєкторіями, одержаними для свинцевих зразків (крива 1, рис. 3.3, 3.4).

Для оцінки впливу параметрів процесу на пластичність нами виконані дослідження ще двох випадків:  $r/2R_0 = 0,106$ ;  $h/2R_0 = 0,236$  (крива 2 на рис. 3.3, 3.4);  $r/2R_0 = 0,213$ ;  $h/2R_0 = 0,33$  (крива 3 на рис. 3.3, 3.4). Аналіз результатів розрахунку  $\psi$  показує, що найбільш оптимальним є третій випадок, так як при одному і тому ж значенні

максимального діаметра стовщення величина  $\psi$  у цьому випадку набуває найменшого значення. Наприклад, якщо максимальний діаметр стовщення  $d_{\max} = 36$  мм, то використаний ресурс пластичності в небезпечній точці набуває найбільшого значення для траєкторії 1 –  $\psi_1 = 0,62$ , середнє значення  $\psi_2 = 0,51$  – для траєкторії 2 та найменше значення  $\psi_3 = 0,382$  для траєкторії 3. Тобто для розглянутого інтервалу значень  $h/2R_0$ ;  $r/2R_0$  збільшення відносної товщини фланцю  $h/2R_0$  та відносного радіуса  $r/2R_0$  сприяє значному зменшенню використаного ресурсу пластичності  $\psi$ , тобто збільшенню пластичності деформуємого металу.

Отримані результати свідчать про перевагу процесу радіального видавлювання з контурною осадкою перед радіальним видавлюванням, так як в цьому випадку використаний ресурс пластичності не перевищує  $\psi = 0,9$ , а при радіальному видавлюванні має місце руйнування.

Таким чином раціональне використання особливостей кожної складової процесу комбінованого видавлювання дозволяє значно розширити можливості процесу за рахунок вибору відповідних значень основних параметрів процесу: ступеня обтиснення та форми робочої поверхні матриці на першому переході при прямому видавлюванні та значень  $h/2R_0$ ;  $r/2R_0$  на другому етапі радіального видавлювання з контурною осадкою. Основні можливості підвищення пластичності в розглянутому процесі з точки зору теорії деформовності полягають у раціональному виборі, в межах можливостей цього процесу, траєкторії навантаження небезпечних об'ємів деформованого матеріалу в координатах: накопичена деформація  $\epsilon_c$ , показник жорсткості напруженого стану  $\eta$ , параметр Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$ .

#### **3.4. Оцінка використаного ресурсу пластичності при комбінованому видавлюванні з проміжними відпалами**

Один з ефективних шляхів підвищення пластичності сталей є як попередня, так і проміжні термічні обробки. Основною метою термообробки є зниження опору пластичній деформації та відновлення пластичних властивостей металу. Крім того, проміжна та кінцева термічні

обробки дозволяють значно покращити технологічну спадковість готових виробів. Нами виконані дослідження впливу проміжних відпалів на пластичність деформованого металу [160, 161].

### 3.4.1. Вплив проміжних відпалів на відновлення пластичності

Для оцінки впливу проміжних термообробок на відновлення запасу пластичності нами проведено дослідження на розтяг та кручення циліндричних зразків із сталі 10. Дослідження виконували з однією, двома та трьома проміжними термообробками. Режим термообробки зразків у вихідному стані був таким же, як і після деформування, тобто температура 860 °С, витримка при цій температурі 1 година та охолодження разом із піччю.

При розрахунках використаного ресурсу пластичності на кожному етапі вважали, що величина граничної пластичної деформації  $e_p$  одна і та ж для такого матеріалу при такому виді випробувань. Граничну деформацію при розтягу визначали за формулою

$$e_p = 2 \ln \frac{d_0}{d_p},$$

де  $d_0$  – початковий діаметр зразка;  $d_p$  – діаметр однорідної частини зразка після руйнування.

Граничну деформацію при крученні визначали за формулою

$$e_p = \frac{\operatorname{tg} \varphi_p}{\sqrt{3}},$$

де  $\varphi_p$  – кут нахилу твірної після руйнування в тій частині зразка, де деформацію вважали однорідною по довжині зразка.

Ступінь деформації на  $i$ -му етапі при розтягу визначали за формулою

$$e_u = 2 \ln \frac{d_i}{d_{i+1}},$$

де  $d_i$  – діаметр після деформації та  $i$ -го відпалу;  $d_{i+1}$  – діаметр перед відпалом, або після  $i+1$ -го деформування,

а при крученні:

$$e_u = \frac{tg\varphi_i}{\sqrt{3}},$$

де  $\varphi_i$  – кут нахилу твірної на  $i$ -му етапі досліджень, який на кожному етапі відраховували від нуля.

Використаний ресурс пластичності визначали за формулою

$$\psi = \frac{e_u}{e_p}. \quad (3.13)$$

Величину відновленого запасу пластичності після першого відпаду  $\Delta\psi_1$  визначали за формулою

$$\psi_1 + \psi_{2p} = 1 + \Delta\psi_1, \quad (3.14)$$

де  $\psi_1$  – використаний ресурс пластичності перед першим відпадом;  $\psi_{2p}$  – використаний ресурс пластичності після першого відпаду (зразки доводили до руйнування).

Першу серію досліджень проводили за схемою: розтяг або кручення до різних ступенів деформації, потім відпал, а потім частину зразків залишали для подальших досліджень, а частину доводили до руйнування і визначали величину використаного ресурсу пластичності після першого відпаду  $\psi_{1p}$ .

Експериментальна залежність відносної величини використаного ресурсу пластичності  $\Delta\psi/\psi$  після першого відпаду від величини використаного на першому етапі ресурсу пластичності  $\psi$  наведена на рис. 3.22, крива 1. З аналізу цієї залежності випливає, що енергетично стійкі дефекти, які не заліковуються при відпалі, виникають при  $\psi \geq 0,3 \dots 0,35$ . Аналогічні результати отримані в роботі [162].

Ту частину зразків, яка була доведена до різних ступенів деформації на першому етапі після термообробки деформували до різних ступенів деформації на другому етапі. Після другого відпаду частину зразків залишали для подальших досліджень, а частину доводили до руйнування та визначали величину використаного ресурсу пластичності  $\psi_{3p}$  після двох відпалів та деформації після другого відпаду до руйнування.



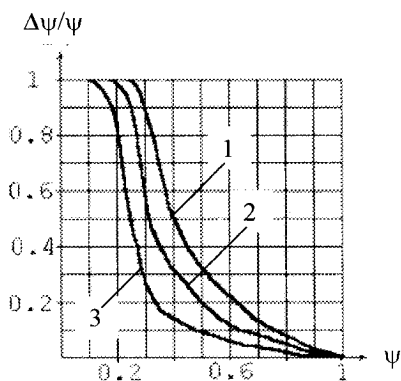


Рис. 3.22. Залежність величини відношення відновленого ресурсу пластичності до ресурсу пластичності  $\Delta\psi/\psi$  від ресурсу пластичності  $\psi$

Одержана експериментальна залежність відносної величини використаного ресурсу пластичності  $\Delta\psi/\psi$  від  $\psi$  після другого відпалу наведена на рис. 3.22, крива 2. Величину відновленого запасу пластичності після другого відпалу  $\Delta\psi_2$  визначали за формулою

$$\psi_1 + \psi_2 + \psi_{3p} = 1 + \Delta\psi_{12}, \quad (3.15)$$

де  $\psi_2$  – використаний ресурс пластичності на другому етапі, після першого проміжного відпалу;  $\psi_{3p}$  – використаний ресурс пластичності на третьому етапі деформування (після трьох відпалів) для тих зразків, які доводились до руйнування.

Величину відновленого запасу пластичності, одержаного за рахунок тільки другого відпалу, визначали з рівняння

$$\Delta\psi_2 = \Delta\psi_{12} - \Delta\psi_1, \quad (3.16)$$

при цьому  $\Delta\psi_1$  визначали по кривій 1 (див. рис. 3.22), використовуючи відому величину  $\psi$ .

Аналогічно визначали залежність  $\Delta\psi/\psi$  від  $\psi$  після третього проміжного відпалу. Для цього частину зразків, які залишались після другого відпалу, деформували до різних ступенів деформації, потім проводили відпал, після якого всі зразки доводили до руйнування. За фо-

рмулою (3.13) визначали величину використаного ресурсу пластичності  $\psi_{4p}$  після 4-го етапу деформування та трьох проміжних відпалів. Величину відновленого запасу пластичності  $\psi_{4p}$  після 4-го етапу деформування та трьох проміжних відпалів визначали за формулами

$$\begin{aligned}\psi_1 + \psi_2 + \psi_3 + \psi_{4p} &= 1 + \Delta\psi_{23}; \\ \Delta\psi_3 &= \Delta\psi_{23} - \Delta\psi_{12} - \Delta\psi_2,\end{aligned}\quad (3.17)$$

де  $\psi_3$  – використаний ресурс пластичності на третьому етапі після другого проміжного відпалу;  $\psi_{4p}$  – використаний ресурс пластичності на четвертому етапі деформування після трьох проміжних відпалів. Зразки доводили до руйнування.

Значення  $\Delta\psi_1$ ,  $\Delta\psi_2$  визначали по кривих 1, 2 на рис. 3.22 за відомими значеннями  $\psi_1$ ,  $\psi_2$ . Залежність  $\Delta\psi/\psi$  після третього проміжного відпалу наведена на рис. 3.22, крива 3.

Аналіз одержаних залежностей  $\Delta\psi/\psi$  від  $\psi$  свідчить про те, що величина відновленого запасу пластичності  $\Delta\psi$  залежить не тільки від величини використаного ресурсу пластичності перед відпалом, але і від кількості проміжних відпалів.

На рис. 3.23 наведено отримані експериментальні залежності граничної деформації  $e_p$  від використаного ресурсу пластичності при одному (див. рис. 3.23а), двох (див. рис. 3.23б), та трьох (див. рис. 3.23в) проміжних відпалах для дослідів на розтяг. Аналогічні залежності отримані для дослідів на кручення. Із аналізу цих результатів випливає, що коли  $\psi \leq 0,2$  то і після двох етапів пластичність відновлюється повністю (див. рис. 3.23в та рис. 3.22). Однак оптимальним, із точки зору мінімальних енергетичних затрат та отримання найбільшої формозміни, можна вважати режими, коли використаний ресурс пластичності перед першим відпалом складає  $\psi = 0,4 \dots 0,5$ , перед другим  $\psi = 0,3 \dots 0,4$ , а перед третім –  $\psi = 0,2 \dots 0,3$ . При цьому гранична деформація після трьох проміжних відпалів більша граничної деформації без проміжних відпалів майже в 2 рази (див. рис. 3.23г).

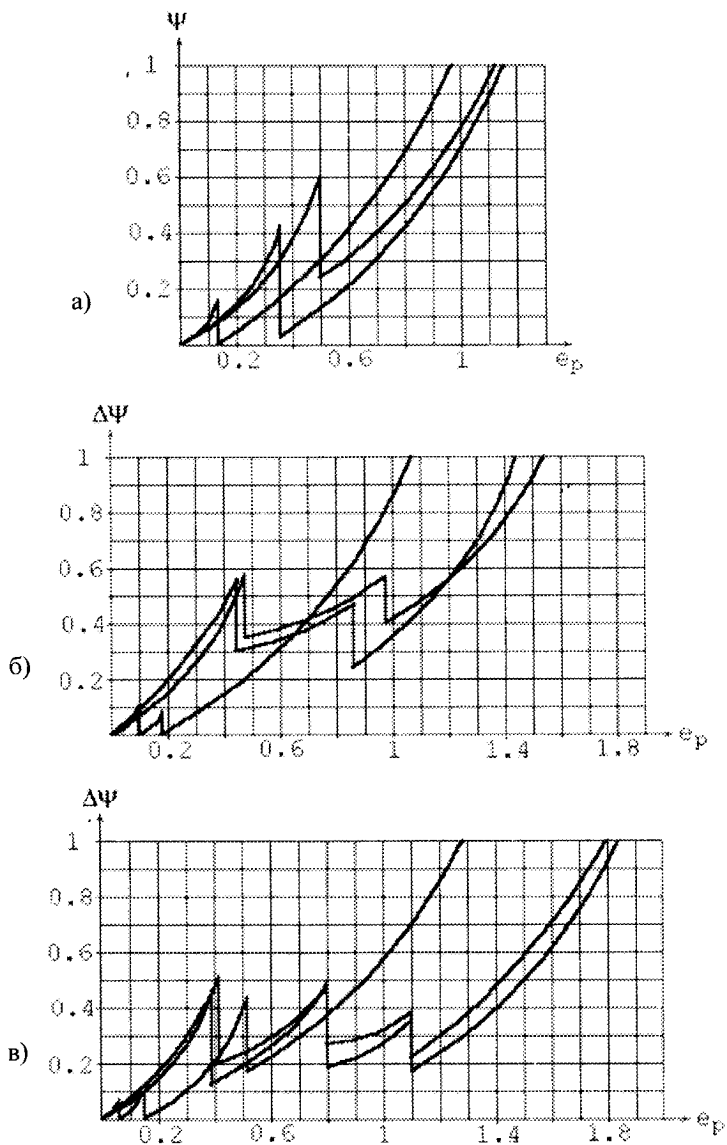


Рис. 3.23. Залежність граничної деформації  $e_p$  від величини  $\psi$  і числа проміжних відпалів

### 3.4.2. Оцінка використаного ресурсу пластичності при наявності проміжних відпалів

Використаний ресурс пластичності при комбінованому видавлюванні з проміжними відпалами визначали за критерієм (3.9), який у цьому випадку набуває вигляду [161]

$$\Psi_k = \Psi_{0(k-1)}^2 \exp \left( c \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^{(k)}} \frac{\eta de_u}{|e_p(\eta, \mu_\sigma)|} \right) + \sqrt{\Psi_{ij}^{(k)} \Psi_{ij}^{(k)}}, \quad (3.18)$$

де  $k$  – номер етапу деформування;  $\Psi_{0(k-1)}$  – використаний ресурс пластичності на попередньому етапі пластичної деформації з урахуванням відновлення запасу пластичності на попередньому етапі;  $e_u^{(k-1)}$  – ступінь деформації на попередньому етапі;  $e_u^{(k)}$  – ступінь деформації на даному етапі;  $\Psi_{ij}^{(k)} = \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^{(k)}} \left( 1 - a + 2a \frac{e_u(\eta, \mu_\sigma)}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij}^{(k)} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}$  – компоненти тензора пошкоджень на  $k$ -ому етапі.

Для уточнення значень констант  $a$  і  $c$ , які входять в критерій (3.18), та створення методики оцінки використаного ресурсу, використовували критерій (3.18) для оцінки  $\Psi$  в дослідях пластичності при пластичній деформації з проміжними відпалами на розтяг та кручення, виконаних в п. 3.4.1. Так як в цих дослідях на кожному  $k$ -ому етапі  $\beta_{ij} = const$  і  $e_p = const$ , то компоненти тензора пошкоджень визначаються за формулою

$$\Psi_{ij} = \frac{\beta_{ij}}{e_p} \left( e_u - a e_u + a \frac{e_u^2}{e_p} \right), \quad (3.19)$$

де  $\beta_z = \sqrt{\frac{2}{3}}$ ,  $\beta_r = \beta_\varphi = -\frac{1}{2} \sqrt{\frac{2}{3}}$  – при розтягу та  $\beta_{rz} = \beta_{zr} = \sqrt{\frac{1}{2}}$  – при крученні.

Після першого етапу розтягу ( $k = 1$ ,  $\Psi_0 = 0$ ) величину використаного ресурсу пластичності  $\Psi$  визначали за критерієм (3.18)

$$\psi_1 = \sqrt{\psi_{ij}^{(1)} \psi_{ij}^{(1)}} = \sqrt{\psi_z^2 + \psi_r^2 + \psi_\phi^2} . \quad (3.20)$$

Величину відновленого запасу пластичності після 1-го відпалу  $\Delta\psi_1$  знаходили по кривій 1 (див. рис. 3.22), а значення  $\psi_{01}$  визначали як різницю

$$\psi_{01} = \psi_1 - \Delta\psi_1 . \quad (3.21)$$

Після другого етапу розтягу  $\psi_2$  визначали за критерієм (3.18):

$$\psi_2 = \psi_{01}^2 \exp\left( c \int_{e_u^{(1)}}^{e_u^{(2)}} \frac{\eta de_u}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(2)} \psi_{ij}^{(2)}} . \quad (3.21)$$

Значення  $\psi_{ij}^{(2)}$  визначали за формулою аналогічною (3.20), а величину  $\Delta\psi_2$  знаходили по кривій 2 (див. рис. 3.22).

Аналогічно поступали після третього етапу розтягу. Величину  $\Delta\psi_3$  знаходили по кривій 3 (див. рис. 3.22).

Для оцінки використаного ресурсу пластичності при крученні розрахунки вели в тій же послідовності, що і при розтягу. Після першого етапу кручення величину  $\psi_1$  визначали за формулою аналогічною (3.20):

$$\psi_1 = \sqrt{\psi_{ij}^{(1)} \psi_{ij}^{(1)}} = \sqrt{\psi_{rz}^2 + \psi_{zr}^2} . \quad (3.22)$$

Розрахункові значення  $\psi$  як при розтягу, так і при крученні відрізнялись від експериментальних на 3...5 % при  $a = 0,1$ ,  $c = 1$  і на 18...25 % при  $a = 0,5$ ,  $c = 1$ . Тому в подальших розрахунках для сталі 10 приймали  $a = 0,1$ ,  $c = 1$ .

Наведену методику використовували для оцінки використаного ресурсу пластичності  $\psi$  при комбінованому видавлюванні. Для цього в кожній точці розрахункової сітки визначали величину відновленого запасу пластичності  $\Delta\psi_1$  по кривій 1 (див. рис. 3.22) після першого відпалу, який проводили після прямого видавлювання. Потім визначали  $\psi_{01} = \psi_1 - \Delta\psi_1$  і за критерієм (3.18) розраховували використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань з одним проміжним відпалом. Результати розрахунків  $\psi_2$  наведені у вигляді ізоліній на рис. 3.24. Після радіального видавлювання проводили від-

пал у тому ж режимі, що і для зразків із сталі 10, визначали  $\Delta\psi_2$  у точках розрахункової сітки по кривій 2 (див. рис. 3.22), величину  $\psi_{02} = \psi_2 - \Delta\psi_2$  та розраховували за критерієм (3.18) величину  $\psi_3$  після контурної осадки. Результати розрахунків величини використаного ресурсу пластичності  $\psi_3$  після прямого видавлювання та радіального видавлювання з контурною осадкою і двома проміжними відпалами наведені на рис. 3.25.

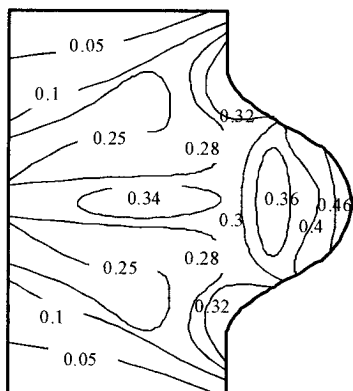


Рис. 3.24. Використаний ресурс пластичності після прямого та радіального видавлювань заготовок із сталі 10 з одним проміжним відпалом після прямого видавлювання

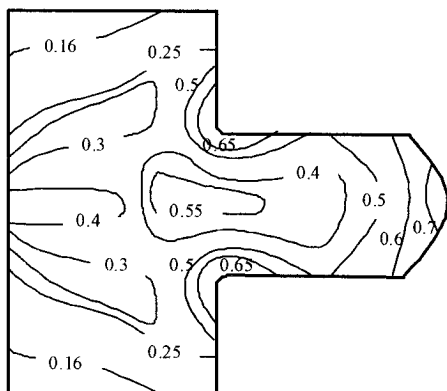


Рис. 3.25. Використаний ресурс пластичності після прямого видавлювання, відпалу, радіального видавлювання, відпалу та контурної осадки заготовок із сталі 10

Порівняння одержаних значень  $\psi$  після прямого видавлювання та послідуєчого радіального видавлювання без проміжного відпалу (див. рис. 3.20) та розподілу по перерізу і значень  $\psi$  після прямого видавлювання, наступного відпалу і радіального видавлювання (див. рис. 3.24) показує, що використаний ресурс пластичності  $\psi$  після пластичної деформації з проміжними відпалами зменшився в небезпечних точках на 30...35 %, а в зоні з мінімальними значеннями  $\psi$  – на 25...30 %. Такі результати свідчать про те, що на інтегральне значення  $\psi$  впливає як проміжний відпал, так і наступна пластична деформація.

Аналіз значень та розподілу  $\psi$  у кінці процесу комбінованого видавлювання без проміжних відпалів (див. рис. 3.21) та після немонотонної пластичної деформації з проміжними відпалами (див. рис. 3.25) показує, що використаний ресурс пластичності  $\psi$  в найбільш небезпечних точках зменшився на 25...30 %, а в тих точках, де значення  $\psi$  відносно низькі, використаний ресурс пластичності зменшився на 30...40 %. Тобто, можна зробити висновок, що з ростом  $\psi$  та числа проміжних відпалів ефективність останніх зменшується. Про це свідчать і експериментальні результати, отримані при простому навантаженні (див. рис. 3.22). Зменшення величини використаного ресурсу пластичності після двох проміжних відпалів на 30 % і більше процентів свідчить про те, що на відновлення запасу пластичності впливають як проміжні відпали, так і історія навантаження.

В цілому проміжні відпали дозволяють значно покращити фізико-механічні характеристики готових виробів та їх технологічну спадковість, так як в найбільш небезпечних точках без відпалу запас пластичності практично відсутній ( $\psi = 0,95$ , див. рис. 3.21), а в заготовках, виготовлених за тією ж технологією, але з проміжними відпалами, запас пластичності в найбільш небезпечних точках складає  $\Delta\psi = 0.3$  (див. рис. 3.25). Нерівномірність розподілу  $\psi$  по об'єму деформованої заготовки практично не змінилась і не перевищує  $\Delta\psi/\Delta r = 0,014 \text{ мм}^{-1}$ .

Наведені результати розрахунків використаного ресурсу пластичності при пластичній деформації з проміжними відпалами (див. рис. 3.24, 3.25) одержані для поперечного видавлювання з контурною осадкою для випадку, коли відносна товщина фланцю

$h/2R_0 = 0,141$ , а відносне значення радіусу закруглення перехідної кромки  $r/2R_0 = 0$ .

Пластичну деформацію заготовок із сталі 10 із проміжними відпалами проводили також для випадків, коли  $r/2R_0 = 0,106$ ;  $h/2R_0 = 0,236$  та коли  $r/2R_0 = 0,213$ ;  $h/2R_0 = 0,33$ . Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що найбільш оптимальним є третій випадок. В цьому випадку використаний ресурс пластичності в найбільш небезпечній точці зменшився на 38 %. Для першого випадку таке зменшення складає 25...30 %. Тобто можна зробити висновок, що на ефективність відновлення запасу пластичності впливають як значення використаного ресурсу пластичності перед відпалом, номер відпалу, так і вид траєкторії навантаження, яка визначається параметрами процесу.

Таким чином, розроблено методику оцінки впливу параметрів процесу на величину використаного ресурсу пластичності при немотонному навантаженні з проміжними відпалами. Встановлено вплив основних параметрів процесу на кінцеві значення  $\psi$ . Встановлено, також, що на ефективність відновлення запасу пластичності впливають як величини  $\psi$  на проміжних етапах, номер проміжного відпалу, так і характер траєкторії навантаження, що в цілому може привести до зменшення величини використаного ресурсу пластичності в небезпечних точках на 40...60 % і більше.

### 3.5. Вплив гідростатичного тиску на пластичність металів

При холодній пластичній деформації пластичність залежить в основному від схеми напруженого стану і законів її зміни протягом всього процесу формозмінення. Для задання траєкторії навантаження в камері високого тиску пропонується прийняти трьохмірний простір, в якості координат якого вибираються два безрозмірних показника напруженого стану і ступінь деформації. В якості показників напруженого стану можна прийняти [179]

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}; \quad (3.23)$$



$$\mu_{\sigma} = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (3.24)$$

або

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_{\sigma})}}{\sigma_u} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3}}{\sigma_u}. \quad (3.25)$$

Перевага останнього показника, що враховує вплив третього (кубічного) інваріанта тензора напружень на пластичність, полягає в тому, що при плоскому напруженому стані  $\chi = 0$ . В таких випадках залежність пластичності від схеми напруженого стану можна досліджувати, користуючись феноменологічною теорією деформовності, в основі якої лежить гіпотеза про те, що ця залежність описується єдиною діаграмою пластичності  $e_p(\eta)$ , а історія навантаження задається кривими (шляхами деформування). Показник  $\chi$  зручно використовувати для оцінки об'ємності напруженого стану (останнє реалізується при  $\chi \neq 0$ ).

Пластичність при такому стані можна описувати поверхнею, вигляд якої є фіксованим. Граничні деформації визначаються за допомогою критеріїв деформовності і залежать від історії деформування – швидкості зміни показників напруженого стану  $\frac{d\eta}{de_u}$  і  $\frac{d\chi}{de_u}$ .

В роботі [180] розглядаються різні критерії руйнування для процесів обробки металів тиском, які супроводжуються кінцевими деформаціями. Не розглядаючи критеріїв пластичності, що застосовуються в курсах опору матеріалів, звернемо увагу на критерій вигляду

$$\int_0^{\xi_f} \frac{d\varepsilon_f}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (3.26)$$

в якому безрозмірні показники напруженого стану  $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$  і  $\xi = \frac{27}{2} \frac{I_3}{\sigma_u^3}$  відображають вплив інваріантів тензора і девіатора напружень, де  $I_3 = S_1 S_2 S_3$  – добуток трьох девіаторів напружень;  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень.

Необхідно відмітити, що критерій (3.26) є по суті критерієм В. Л. Колмогорова, відміною є лише функція  $F(\eta, \xi)$ . Припускається, що накопичення пошкоджень відбувається за лінійним законом. В нашій роботі [33] в якості параметра, який враховує вплив третього інваріанта тензора напружень на пластичність, припускається вираз вигляду (3.25).

В роботі [33] запропоновано будувати діаграми пластичності в координатах  $e_p$ - $\eta$ - $\chi$ , а значення граничних накопичених деформацій розраховувати за допомогою критерію, який враховує вплив інваріантів тензора і девіаторів напружень:

$$\int_0^{e^*} (1 + f) \frac{e_u^f de_u}{e_p^* [\eta(e_u)]^{+f}} = 1, \quad (3.27)$$

де  $f = 0,2 \arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)$ , а  $\frac{d\eta}{de_u}$  і  $\frac{d\chi}{de_u}$  – швидкості їх зміни.

Аналіз робіт [180, 181], в яких розглянуті різні критерії руйнування, показує, що в жодному з наведених критеріїв показники напруженого стану, які запропоновані авторами (до речі, вони використовують показники, що широко застосовуються в роботах [21, 33, 50, 182], без посилань на них), не обґрунтовані фізично.

Пластичність суттєво залежить від гідростатичного тиску, а питання про те, як вона залежить від історії деформування (траєкторія навантаження при наявності третього інваріанта тензора девіатора, або тензора напружень), досі залишається відкритим.

Таким чином, як і раніше актуальні експериментальні обґрунтування показників напруженого стану і історії деформування (вид ядер функції в критеріях руйнування).

Ця задача може бути розв'язана за допомогою дослідів в камерах високого тиску, в яких є можливість керувати інваріантами тензора напружень. Наприклад,  $\eta$  і  $\chi$  можуть залишатися постійними в процесі деформування або змінюватися по різних траєкторіях.

В роботі [33] наведені співвідношення, які дозволяють розраховувати програму навантаження циліндричних зразків, що зазнають одночасно кручення і розтягу в камері високого тиску, а також розра-

ховувати накопичену інтенсивність деформацій в  $(P+M+q)$  – дослідях при  $\eta = \text{const}$ ,  $\chi = \text{const}$  або при  $\eta = \eta(e_u)$ ,  $\chi = \chi(e_u)$ .

Основна перевага підходу, при якому траєкторія навантаження задається в просторі безрозмірних показників, полягає в тому, що її вигляд однозначно визначається умовами деформування, характерними для процесу, що досліджується, і практично не залежать від механічних властивостей деформованого металу. Це відкриває можливості для комп'ютерного моделювання і вибору матеріалів для заготовок, при цьому необхідно знати параметри апроксимуючих функцій кривих течії і поверхні пластичності  $F(\eta; \chi)$ . А властивості металу слабо впливають на траєкторії деформування – відхилення складають не більше 5...10 %, що узгоджується з результатами, наведеними в роботі [33] для процесів осесиметричної і радіальної осадки, холодної висадки, поперечного видавлювання, осесиметричного видавлювання.

В якості прикладу наведемо результати розрахунку використаного ресурсу пластичності за критерієм (3.27) і критерієм Г. Д. Деля, які враховують направлений характер накопичення пошкоджень [50] для процесу формоутворення внутрішнього шліцевого профілю обтисненням на оправці [182]. Для вказаного процесу визначені найбільш небезпечні області, для яких розраховували використаний ресурс пластичності  $\eta$  на різних стадіях деформування заготовки.

На рис. 3.26 представлені результати розрахунку  $\psi$  вздовж ліній контакту АВ по довжині шліца оправки, а також неузгодження результатів розрахунків  $\psi(\eta)$ ,  $\psi(\chi)$ ,  $\psi_{ij}(\eta)$ ,  $\psi(\eta)$  за критерієм (3.25) і критерієм Г. Д. Деля [50]. З отриманих даних випливає, що величини використаного ресурсу пластичності, розраховані з врахуванням впливу  $I_3(T_\sigma)$ , виявились більшими значень  $\psi$ , розрахованих без його впливу. При цьому величина розходження залежить від показників  $\eta$  і  $\chi$ . Зі зменшенням  $\eta$  (підвищенням гідростатичного тиску) зростає вплив  $I_3(T_\sigma)$  на величину граничних деформацій.

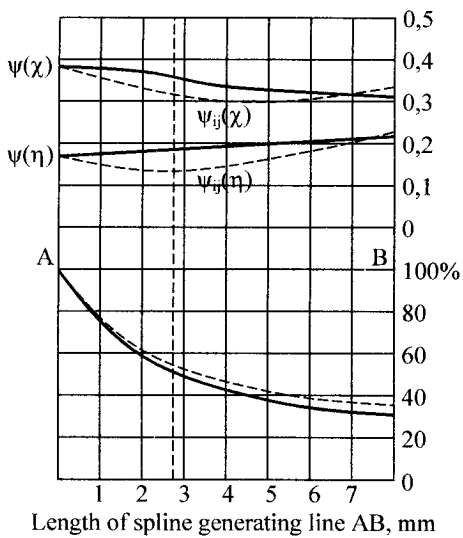


Рис. 3.26. Ресурс пластичності вздовж лінії контакту шліца: — - розрахунок по критерію (3.27), - - - по критерію [50]

## 4. КОМБІНОВАНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ ПОРИСТОЇ ЗАГОТОВКИ

Потреба промисловості в виробах з необхідними фізико-механічними та експлуатаційними властивостями привела до появи і розвитку нових технологічних процесів, які полягають в обробці тиском попередньо спресованих та спечених матеріалів. Одним з ефективних способів отримання виробів із пористих заготовок є немонотонна холодна пластична деформація. В цій главі наведено результати досліджень особливостей пластичної деформації спечених пористих заготовок на основі міді в процесах прямого видавлювання з наступним радіальним видавлюванням і контурною осадкою [147, 153, 157, 158, 163–166].

### 4.1. Побудова кривої течії матеріалу на основі міді

Для оцінки напружено-деформованого стану в пластичній області необхідна крива течії деформованого матеріалу. При пластичній деформації пористих тіл задача ускладнюється тим, що вигляд кривої течії залежить як від матеріалу основи, так і від початкової пористості. Нами використана методика [164] побудови залежності інтенсивності девіатора напружень у матеріалі основи  $\tau_0$  від накопиченої деформації матеріалу основи  $\Gamma_0$ , яка є єдиною для цього матеріалу і не залежить від початкової пористості. Для дослідження процесів пластичної деформації пористих тіл та побудови єдиної кривої течії  $\tau_0(\Gamma_0)$  необхідні знання функцій пористості. В. В. Скороходом [7], із теоретичних міркувань отримані такі вирази для функцій пористості:

$$\varphi_0(\theta) = (1 - \theta)^2; \quad (4.1)$$

$$\psi_0 = \frac{2(1 - \theta)^3}{3\theta}, \quad (4.2)$$

де  $\theta$  – пористість.

Теоретичні залежності (4.1), (4.2) будемо уточнювати, дотримуючись методики Г. Л. Петросяна, за допомогою коефіцієнтів  $m$  і  $n$ , які

визначаються експериментально і залежать від фізико-механічних характеристик матеріалу [18]:

$$\varphi(\theta) = (\varphi_0(\theta))^{n+1} = (1-\theta)^{2n+2}. \quad (4.3)$$

Введемо функцію

$$\alpha(\theta) = \frac{1}{6} \frac{\varphi(\theta)}{\psi(\theta)}. \quad (4.4)$$

Теоретичний вираз для  $\alpha_0(\theta)$  має вигляд

$$\alpha_0(\theta) = \frac{\theta}{4(1-\theta)}. \quad (4.5)$$

Функцію  $\alpha(\theta)$  будемо шукати у вигляді

$$\alpha(\theta) = \left( \frac{\theta}{4(1-\theta)} \right)^m. \quad (4.6)$$

Експериментальні значення  $m$  і  $n$  знаходили з дослідів на осесиметричну осадку циліндричних зразків без тертя на торцях. В цьому випадку має місце осесиметричне деформування, тому радіальна і тангенціальна компоненти тензора швидкостей деформацій рівні:

$$\dot{e}_\varphi = \dot{e}_r. \quad (4.7)$$

Швидкість об'ємної деформації

$$\dot{e} = \dot{e}_z + 2\dot{e}_\varphi, \quad (4.8)$$

а інтенсивність девіатора швидкостей деформацій

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left( \dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right) \left( \dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right)} = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{e}_\varphi - \dot{e}_z). \quad (4.9)$$

Крім того, при осадці без тертя

$$\begin{aligned} \sigma_r = \sigma_\varphi = 0; \quad \sigma_z = -\sigma; \\ p = \frac{\sigma_r + \sigma_\varphi + \sigma_z}{3} = -\frac{\sigma}{3}; \end{aligned} \quad (4.10)$$

$$\tau = \sqrt{(\sigma_{ij} - p\delta_{ij})(\sigma_{ij} - p\delta_{ij})} = \sqrt{\frac{2}{3}}\sigma. \quad (4.11)$$

Будемо вважати, що макрохарактеристики пористого тіла у випадку в'язкої течії задовольняють рівняння, запропоновані в роботі [7], які можуть бути представлені у формі [10, 13]:

$$\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3}\dot{\epsilon}\delta_{ij} = \frac{\dot{\gamma}}{\tau}(\sigma_{ij} - p\delta_{ij}); \quad (4.12)$$

$$p\varphi(\theta)\dot{\gamma} = \tau\psi(\theta)\dot{\epsilon}; \quad (4.13)$$

$$\tau_0^2 = \frac{p^2}{\psi(\theta)(1-\theta)} + \frac{\tau^2}{\varphi(\theta)(1-\theta)}; \quad (4.14)$$

$$\dot{\gamma}_0^2 = \frac{\psi(\theta)\dot{\epsilon}^2}{1-\theta} + \frac{\varphi(\theta)\dot{\gamma}^2}{1-\theta}, \quad (4.15)$$

де  $\tau_0$  – інтенсивність девіатора напружень у матеріалі основи;  $\dot{\gamma}_0$  – інтенсивність девіатора швидкостей деформацій у матеріалі основи.

Приведемо співвідношення (4.13) до вигляду

$$\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\epsilon}} = \frac{\psi(\theta)}{\varphi(\theta)} \frac{\tau}{p} = \frac{1}{6\alpha(\theta)} \frac{\tau}{p}. \quad (4.16)$$

Після підстановки в (4.16) виразів (4.10), (4.11), отримаємо:

$$\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\epsilon}} = -\frac{1}{\sqrt{6\alpha(\theta)}}. \quad (4.17)$$

Підставивши в останнє рівняння вирази (4.8) і (4.9), знаходимо:

$$\frac{\dot{\epsilon}_\varphi}{\dot{\epsilon}_z} = -\frac{1-2\alpha}{2(1+\alpha)}. \quad (4.18)$$

Зі спільного розв'язку систем рівнянь (4.8) і (4.18) випливає:

$$\dot{\epsilon} = \frac{3\alpha(\theta)}{1+\alpha(\theta)} \dot{\epsilon}_z. \quad (4.19)$$

З іншої сторони швидкість об'ємної деформації

$$\dot{\epsilon} = -\frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt}. \quad (4.20)$$

Враховуючи, що

$$\rho = \rho_0(1 - \theta), \quad (4.21)$$

з (4.20) і (4.21) знаходимо:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\dot{\theta}}{1 - \theta}, \quad (4.22)$$

де  $\rho$  – щільність пористого тіла;  $\rho_0$  – щільність матеріалу основи.

З (4.19) і (4.22) випливає, що

$$\frac{\dot{\theta}}{1 - \theta} = \frac{3\alpha(\theta)}{1 + \alpha(\theta)} \dot{\epsilon}_z \quad (4.23)$$

або з врахуванням (4.6):

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{3(1 - \theta)\alpha_0^m(\theta)}{1 + \alpha_0^m(\theta)} \frac{de_z}{dt}. \quad (4.24)$$

За параметр часу приймаємо величину

$$t = |e_z| = \ln \frac{h_0}{h}, \quad (4.25)$$

де  $h, h_0$  – початкова і кінцева висоти зразка, який осаджується.

Тоді

$$\frac{de_z}{dt} = -1. \quad (4.26)$$

Підставивши (4.26) у (4.24), отримаємо диференціальне рівняння:

$$\frac{d\theta}{dt} = -\frac{3(1 - \theta)\alpha_0^m(\theta)}{1 + \alpha_0^m(\theta)}. \quad (4.27)$$

Рішення рівняння (4.27) дозволяє визначити значення параметра  $m$ , при якому розрахункові криві  $\theta(t)$  збігаються з експериментальними залежностями  $\theta(t)$  для будь-яких початкових пористостей.



Виразимо інтенсивність швидкостей деформацій матеріалу основи через швидкість об'ємної деформації при осадці без тертя. Для цього розв'яжемо спільно рівняння (4.4), (4.15), (4.17):

$$\dot{\gamma}_0^2 = \frac{\varphi(\theta)e^2}{1-\theta} \left( \frac{1}{6\alpha(\theta)} + \frac{1}{6\alpha^2(\theta)} \right). \quad (4.28)$$

З врахуванням (4.19) і (4.26) вираз (4.28) приводиться до вигляду

$$\dot{\gamma}_0 = \sqrt{\frac{3}{2}} \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta)(1+\alpha(\theta))}}. \quad (4.29)$$

Так як накопичена деформація матеріалу основи  $\Gamma_0$  залежить від часу і пористості, то можна записати

$$\frac{d\Gamma_0}{dt} = \frac{d\Gamma_0}{d\theta} \frac{d\theta}{dt}. \quad (4.30)$$

Підставивши в (4.30) вирази (4.27) і (4.29), із врахуванням того, що  $\dot{\gamma}_0 = d\Gamma_0/dt$ , знаходимо:

$$\frac{d\Gamma_0}{dt} = -\frac{1}{\sqrt{6}} \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta)^3}} \frac{\sqrt{1+\alpha(\theta)}}{\alpha(\theta)}. \quad (4.31)$$

Так як  $\varphi(\theta) = (1-\theta)^{2+2n}$ , знаходимо:

$$\frac{d\Gamma_0}{d\theta} = -\frac{1}{\sqrt{6}} (1-\theta)^{n-0,5} \frac{\sqrt{1+\alpha_0^m(\theta)}}{\alpha_0^m(\theta)}. \quad (4.32)$$

Виразимо інтенсивність девіатора напружень у матеріалі основи  $\tau_0$  через напруження при осадці  $\sigma = |\sigma| = P/A$ , де  $P$  – зусилля осадки;  $A$  – площа поперечного перерізу зразка. Для цього перетворимо (4.14) із врахуванням (4.4), (4.10), (4.11):

$$\tau_0^2 = \frac{\frac{2}{3}\sigma^2(1+\alpha(\theta))}{\varphi(\theta)(1-\theta)}. \quad (4.33)$$

В результаті інтенсивність девіатора напружень у матеріалі основи при осадці без тертя визначається співвідношенням

$$\tau_0 = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\sqrt{1 + \alpha_0^m(\theta)}}{(1 - \theta)^{n+1,5}} \sigma. \quad (4.34)$$

Значення параметра  $n$  можна визначити з (4.34) методом ітерацій, виходячи з умови, що при цьому залежність  $\tau_0(\Gamma_0)$  повинна бути єдиною для цього матеріалу при будь-якій початковій пористості.

Для визначення функцій пористості матеріалу на основі міді проводили досліди на осадку з мінімальним тертям на торцях для трьох вихідних значень пористості ( $\theta_0 = 0,246$ ,  $\theta_0 = 0,194$ ,  $\theta_0 = 0,0775$ ). Вихідну пористість визначали гідростатичним зважуванням. При одній і тій же початковій пористості проводили осадку 3...5 зразків.

При осадці вимірювали висоту зразка  $h$ , діаметр  $d$  та зусилля  $P$ . Напруження при осадці  $\sigma = P/A$ , окружна деформація  $e_\varphi = \ln d/d_0$ . Поточні значення пористості визначали як гідрозважуванням, так і із умови збереження маси:

$$\theta = 1 - \frac{d_0^2 h_0}{d^2 h} (1 - \theta_0). \quad (4.35)$$

Для визначення коефіцієнтів  $m$  та  $n$  і отримання кривої течії  $\tau_0(\Gamma_0)$  проводили на ЕОМ чисельні інтегрування диференціальних рівнянь (4.27), (4.32) із використанням (4.34). В результаті розрахунків, значення шуканих коефіцієнтів для матеріалу на основі міді виявились рівними  $m = 0,97$ ,  $n = 1,35$ . Для функцій пористості отримані такі вирази:

$$\varphi(\theta) = (1 - \theta)^{4,7}; \quad \psi(\theta) = 0,64 \frac{(1 - \theta)^{5,67}}{\theta^{0,97}}. \quad (4.36)$$

Отриману в результаті інтегрування (4.27), (4.32) з урахуванням (4.34) криву течії апроксимували степеневою залежністю

$$\tau_0 = 110 + 513,6 \Gamma_0^{0,902}, \quad (\Gamma_0 \geq 0,01). \quad (4.37)$$

Залежність  $\tau_0(\Gamma_0)$  та її апроксимація (4.37) зображені на рис. 4.1.

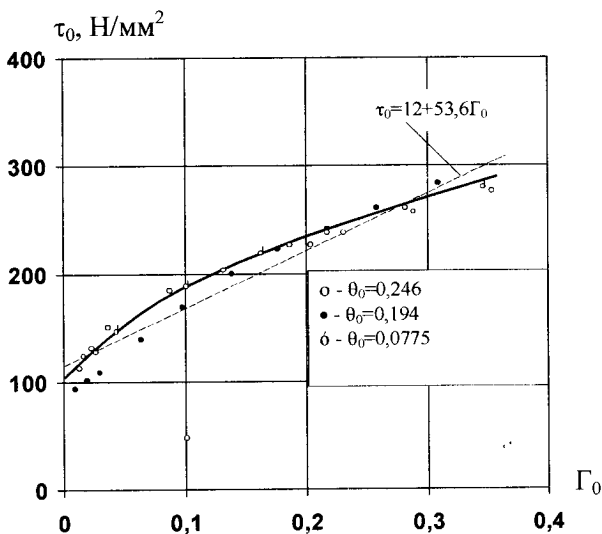


Рис. 4.1. Крива течії матеріалу основи

#### 4.2. Поверхня граничних деформацій

При пластичній деформації пористих тіл визначаючим руйнування фактором є не пластичне розрихлення взагалі, тобто не пористість, а зародження, розвиток та накопичення мікропор та мікротріщин і їх взаємодія з існуючими порами. В певних умовах початкові пори можуть виконувати роль каталізаторів пластичної деформації, являючись стоками для дислокацій. Крім того, в пористих тілах наряду з процесами пластичного розрихлення проходять процеси заліковування. В макроскопічних дослідях розділити ці процеси неможливо. Однак експериментальні дослідження свідчать, що накопичення пошкоджень при пластичній деформації відбувається пропорційно ступеню деформації, а інтенсивність накопичення залежить від пористості, умов і характеру пластичної деформації. Тому в якості міри пластичності пористого тіла нами вибрана накопичена до моменту руйнування ступінь деформації матеріалу основи  $\Gamma_{op}$  [153, 158, 159, 167]:

$$\Gamma_{op} = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}_0 d\tau, \quad (4.38)$$

де  $\dot{\gamma}_0$  – інтенсивність девіатора швидкостей деформацій у матеріалі основи;  $t_p$  – час деформування до руйнування.

Для холодних процесів обробки тиском пористих тіл одним з найважливіших факторів, визначаючих пластичність, є схема напруженого стану, яку, як і для суцільних матеріалів, будемо характеризувати показниками  $\eta$  і  $\mu_\sigma$ :

$$\eta = \frac{3p}{\sigma_u} = \frac{3p}{\sqrt{\frac{3}{2}}\tau} = \sqrt{6} \frac{p}{\tau}, \quad (4.39)$$

де  $p = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$  – середнє напруження в пористому тілі;  $\tau$  – інтенсивність девіатора напружень.

Для характеристики напруженого стану пористих матеріалів введемо поняття показника напруженого стану матеріалу основи [153, 159, 167]:

$$\eta_0 = \sqrt{6} \frac{p_0}{\tau_0}, \quad (4.40)$$

де  $p_0 = \frac{p}{1-\theta}$  – середнє напруження в матеріалі основи;  $(4.41)$

$\tau_0$  – інтенсивність девіатора напружень у матеріалі основи.

Після підстановки в (4.40) виразів (4.14) та (4.41), одержимо:

$$\eta_0 = \eta \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta) \left( \frac{1}{6} \frac{\varphi(\theta)}{\psi(\theta)} \eta^2 + 1 \right)}}. \quad (4.42)$$

З урахуванням (4.4) вираз (4.42) приводиться до вигляду

$$\eta_0 = \eta \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta)(\alpha\eta^2 + 1)}}. \quad (4.43)$$

Залежність пластичності пористого тіла від схеми напруженого стану будемо описувати поверхнею граничних деформацій  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$ , для побудови якої необхідно реалізувати шляхи навантаження  $\eta_0 = \text{const}$ ,  $\mu_\sigma = \text{const}$ . Однак при пластичній деформації пористих тіл забезпечити умови простого навантаження протягом всього процесу формозміни практично неможливо. Тому для отримання залежності  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$  спочатку будували діаграму пластичності  $\Gamma_{op}(\eta_0)$ , а потім, використовуючи методику [151], визначали залежність  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$ . При побудові діаграми пластичності  $\Gamma_{op}(\eta_0)$  проводили випробування, в яких мало місце навантаження, близьке до простого. В цьому випадку справедлива гіпотеза про лінійний закон накопичення пошкоджень [22, 33, 36, 38]. Тому умову руйнування можна записати у вигляді [167]

$$\psi = \int_0^{\Gamma_{op}} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{op}(\eta_0)} = 1, \quad (4.44)$$

де  $\psi$  – використаний ресурс пластичності;  $\Gamma_{op}$  – накопичена деформація матеріалу основи при появі макротріщини.

Залежність  $\Gamma_{op}(\eta_0)$  визначали на основі дослідів з осадки циліндричних зразків трьох різних початкових пористостей  $\theta_0 = 0,246$ ,  $\theta_0 = 0,194$ ,  $\theta_0 = 0,0775$  з різними умовами тертя на контакт. Початкові розміри зразків  $h_0 = 15,5$  мм,  $d_0 = 11,3$  мм. Осадку проводили також із защемленими торцями. В таких дослідях на вільній поверхні в області екватора  $\sigma_1 = \sigma_\varphi$ ,  $\sigma_2 = 0$ ,  $\sigma_3 = \sigma_z$  тому виконується умова  $\eta_0 \approx -\mu_\sigma$  і результати осадки можуть бути використані для побудови діаграми пластичності  $\Gamma_{op}(\eta_0)$  [168]. Прийнята також гіпотеза, що при холодній пластичній деформації пористих тіл гранична деформація  $\Gamma_{op}$  залежить тільки від  $\eta_0$  та  $\mu_\sigma$  і не залежить від початкової пористості  $\theta_0$ .

По аналогії з безпористими матеріалами для залежності  $\Gamma_{op}$  від  $\eta_0$  була прийнята апроксимація [33, 34]

$$\Gamma_{op} = \Gamma_{op}(0,0) \exp(-\lambda \eta_0), \quad (4.45)$$

де  $\lambda = \ln(\Gamma_{op}(-1,1)/\Gamma_{op}(0,0))$ ;  $\Gamma_{op}(0,0)$  – гранична деформація матеріалу основи при  $\eta_0 = 0$ ,  $\mu_\sigma = 0$ ;  $\Gamma_{op}(-1,1)$  – гранична деформація матеріалу основи при  $\eta_0 = -1$ ,  $\mu_\sigma = 1$ .

Постійні  $\Gamma_{op}(0,0)$ ,  $\lambda$  пористого спеченого матеріалу, які залежать від гранулометричного складу, умов пресування, спікання і ін. визначаються експериментально.

З урахуванням (4.45) умова руйнування (4.44) набуває вигляду

$$\int_0^{\Gamma_{op}^*} \exp(-\lambda \eta_0) d\Gamma_0 = \Gamma_{op}(0,0), \quad (4.47)$$

де  $\Gamma_{op}^*$  – гранична деформація матеріалу основи для цього шляху деформування.

Рівняння (4.47) були записані для 8 шляхів деформування. Прирівнявши ліві частини (4.47), отримали 4 рівняння з яких методом послідовних наближень визначили  $\lambda$ . За знайденим значенням  $\lambda$  із (4.46) та (4.47) знайшли  $\Gamma_{op}(0,0) = 0,45$ ,  $\Gamma_{op}(-1,1) = 1,1$ . Остаточно, для залежності  $\Gamma_{op}(\eta_0)$  при виконанні умови (4.44) отримали:

$$\Gamma_{op}(\eta_0) = 0,45 \exp(-0,894 \eta_0). \quad (4.48)$$

Залежність (4.48) зображена на рис. 4.2.

Для отримання інших точок поверхні граничних деформацій  $\Gamma_{op}(\eta, \mu_\sigma)$  осаджували циліндричні зразки трьох початкових пористостей  $\theta_0 = 0,246$ ,  $\theta_0 = 0,194$ ,  $\theta_0 = 0,0775$  в оболонках за методикою [158]. Приймали, що на поверхні зразка виконується умова

$$\sigma_r = \sigma_{r0}, \quad (4.49)$$

де  $\sigma_{r0}$  – радіальне напруження на поверхні зразка;  $\sigma_r$  – радіальне напруження на внутрішній поверхні оболонки.

Осадку проводили в оболонках  $d_{вн} = 8$  мм,  $d_{н1} = 12$  мм,  $d_{н2} = 15$  мм,  $d_{н3} = 18$  мм.

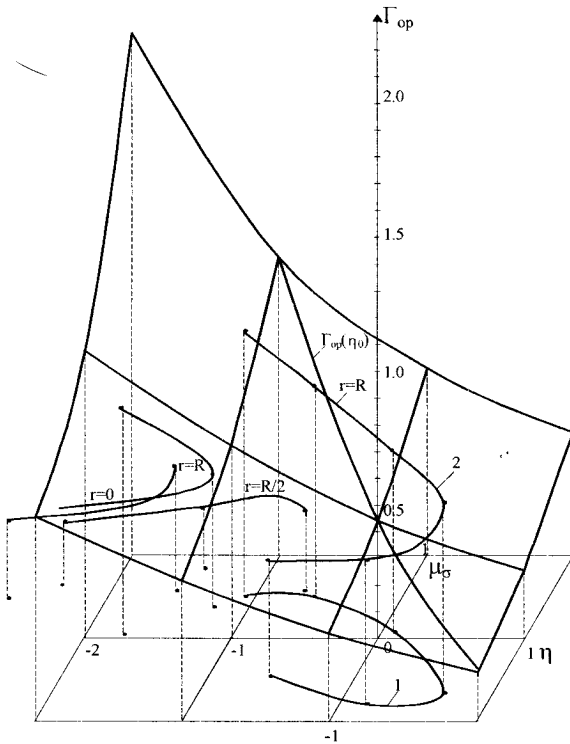


Рис. 4.2. Поверхня граничних деформацій для пористих заготовок на основі міді та траскторії навантаження частинок матеріалу, які знаходяться на осі заготовки ( $r = 0$ ), в середній частині ( $r = R/2$ ) та на поверхні ( $r = R$ )

Показник жорсткості напруженого стану матеріалу основи  $\eta_0$  в небезпечній зоні визначали за формулою (4.43). Для розрахунку  $\eta$  використовували співвідношення теорії течії (4.12) та формулу (4.39):

$$\eta = \sqrt{6} \frac{p}{\tau} = \sqrt{6} \left( \frac{\sigma_{r0}}{\tau} + \frac{1}{3} \frac{\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_r}{\dot{\gamma}} \right). \quad (4.50)$$

При отриманні (4.50) враховано, що

$$\frac{\dot{\gamma}}{\tau} p = \frac{\dot{\gamma}}{\tau} \sigma_{r_0} - \dot{\epsilon}_r - \frac{1}{3} \dot{\epsilon}. \quad (4.51)$$

В області «бочки» можна прийняти, що  $\sigma_1 = \sigma_\varphi$ ,  $\sigma_2 = \sigma_{r_0}$ ,  $\sigma_3 = \sigma_z$ . Тоді для визначення параметра Надаї-Лоде отримаємо формулу

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_{r_0} - \sigma_\varphi - \sigma_z}{\sigma_\varphi - \sigma_z} = \frac{2\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\varphi}{\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z}. \quad (4.52)$$

При отриманні (4.52) враховані залежності (4.12), (4.49), (4.51).

Значення  $\dot{\epsilon}_r$ ,  $\dot{\epsilon}_\varphi$ ,  $\dot{\epsilon}_z$  знаходили за деформацією координатної сітки, яку наносили на поверхню зразка в екваторіальній площині. При обробці експериментальних даних виявилось, що  $\mu_\sigma$  приймає значення  $\mu_\sigma = 0,74 \dots 1,0$ , а показник  $\eta_0$  змінюється в межах  $\eta_0 = -1,8$  до  $\eta_0 = 0,4$  в залежності від умов тертя і товщини оболонки.

Точки поверхні  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$ , які лежать на кривих перетину поверхні  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$  із площиною  $\mu_\sigma = 1$  апроксимували рівняннями, аналогічними (4.45), і записували умову руйнування (4.47) для відповідних шляхів навантаження у вигляді

$$\int_0^{\Gamma_{op}^*} (\lambda_1, \eta_0) d\Gamma_0 = \Gamma_{op}(0,1), \quad (4.53)$$

де  $\lambda_1 = \ln(\Gamma_{op}(-1,1)/\Gamma_{op}(0,1))$ ; (4.54)

$\Gamma_{op}(0,1)$  – гранична деформація матеріалу основи при  $\eta_0 = 0$ ,  $\mu_\sigma = 1$ .

Значення  $\lambda_1$  та  $\Gamma_{op}(0,1)$  визначали аналогічно тому, як знаходили  $\lambda$  та  $\Gamma_{op}(0,0)$ . Рівняння (4.53) були записані для 6 шляхів деформування. Інші точки поверхні  $\Gamma_{op}(\eta, \mu_\sigma)$  отримували шляхом апроксимації експериментальних даних. В результаті для спеченого пористого матеріалу на основі міді отримана така формула:

$$\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma) = \frac{0,45e^{-0,47\eta}}{1 - 0,4\mu_\sigma + 0,02\mu_\sigma^2}. \quad (4.55)$$

Поверхня граничних деформацій для пористого матеріалу на основі міді наведена на рис. 4.2.



### 4.3. Результати розрахунку напружено-деформованого стану та ресурсу пластичності при прямому видавлюванні пористої заготовки

В технологічних процесах отримання заготовок та виробів із порошкових матеріалів особливе місце займають процеси холодної пластичної деформації спечених матеріалів. Процеси холодної формозміни дозволяють отримати вироби, форма та розміри яких відповідають заданим із необхідною точністю. При цьому забезпечується високий коефіцієнт використання матеріалу. При раціональному виборі умов пластичної деформації, які забезпечують необхідні траєкторії навантаження, можна отримати мало пористі вироби підвищеної складності. Процеси холодної пластичної деформації пористих спечених заготовок мають перевагу в тих випадках, коли необхідно отримати високу механічну міцність, а також високу якість та точність розмірів готових виробів [10, 16, 18]. В цьому розділі наведені результати дослідження процесу прямого видавлювання заготовок із мідного порошку ПМС-1.

При прямому видавлюванні має місце всесторонній нерівномірний стиск, який накладається на досить великі зсуви. Така схема деформації сприяє зменшенню пористості вихідної заготовки та покращенню її фізико-механічних властивостей. Однак, при пластичній деформації пористих тіл в умовах всестороннього стиску наряду з процесами заліковування пор мають місце процеси пластичного розрихлення. Тому важливо вибрати таку ступінь обтиснення та геометрію матриці, щоб процеси заліковування, тобто зменшення пористості, переважали над пластичним розрихленням. Аналіз досліджень, виконаних в роботах [18, 169–173] показує, що при обтисненнях більших 60 % в окремих об'ємах видавлюваної заготовки, найчастіше це на осі та в області контакту з інструментом пористість може збільшуватись і у видавленій заготовці з'являються зони, в яких пористість перевищує вихідну.

Величина кута  $\alpha$  конічного каналу матриці, тобто кута, який створює твірна каналу з його віссю, впливає як на співвідношення стискаючих та дотичних напружень, так і на нерівномірність їх розподілу. При великих кутах  $\alpha = 90^{\circ}$  має місце найбільша нерівномірність дефо-

рмацій. Однак при зменшенні кута  $\alpha$  нерівномірність розподілу деформацій зменшується тільки до деякого значення. При малих кутах  $\alpha < 30^\circ$ , у зв'язку з ростом поверхні контакту нерівномірність деформацій знову збільшується. Причому, в цьому випадку значний вплив мають сили тертя, чим ці сили більші, тим більша нерівномірність. Це свідчить про існування оптимального значення кута  $\alpha$ , при якому нерівномірність деформацій мінімальна. При такому куті і зусилля видавлювання має бути мінімальним. На основі аналізу робіт [18, 169–173] нами прийнято кут  $\alpha = 60^\circ$  та обтиснення 43 %.

Для дослідження кінематики течії пористого матеріалу на усталеній стадії видавлювання використасмо метод функцій току, наведений у п. 2.1 використовувати не можна. Це пов'язано з тим, що при пластичній деформації пористих тіл, особливо при видавлюванні, коли діють значні стискуючі напруження, не виконується умова нестисливості, яка покладена в основу дослідження кінематики течії у методі функцій току. Тому при дослідженні кінематики пластичної деформації пористого тіла використовували метод координатних сіток, розглянутий у п. 2.2. Цей же метод використовували і при послідуючих операціях поперечного видавлювання з контурною осадкою.

Експериментальні дослідження з прямого видавлювання виконували на зразках із спеченого пористого матеріалу з мідного порошку ПМС-1. Вихідні заготовки мали початкову пористість  $\theta_0 = 0,2$  та розміри  $h_0 = 60$  мм,  $d_0 = 20$  мм. Зразки розрізали на дві половинки і на меридіональний переріз однієї з них наносили сітку з кроком 0,7 мм на фрезерному верстаті з ЧПУ. Видавлювання проводили на пресі ПММ-125 за допомогою спеціально сконструйованого пристрою, схема якого наведена на рис. 3.5. Пристрій має комплект змінних матриць. Зовнішній діаметр заготовки, тобто діаметр після розпресовки в контейнері дорівнює  $d_0 = 20$  мм, а зовнішній діаметр випресованого прутка дорівнював  $d = 15,08$  мм.

Координати вузлів вихідної сітки  $z_0, r_0$  заміряли на інструментальному мікроскопі, потім половинки складали і зразок видавлювали. На стаціонарній стадії визначали величину сили  $P$  та швидкість пуансона  $v_0$ , потім деформування припиняли і зразок випресовували з матриці. Координати вузлів деформованої сітки  $z, r$  заміряли на інструменталь-

ному мікроскопі. Таким чином були одержані у вузлах сітки експериментальні функції ейлерових координат від лагранжевих  $z = z(z_0, r_0)$ ,  $r = r(z_0, r_0)$  або лагранжевих координат від ейлерових  $z_0 = z_0(z, r)$ ,  $r_0 = r_0(z, r)$ .

Відомо [95], що швидкості течії частинок матеріалу  $v_z, v_r$  при стаціонарній деформації можуть бути обчислені за формулами

$$v_z = v_0 \frac{\partial z}{\partial z_0}; \quad (4.56)$$

$$v_r = v_0 \frac{\partial r}{\partial z_0}; \quad (4.57)$$

$$v_z = \frac{v_0}{\Delta} \frac{\partial r_0}{\partial r}; \quad (4.58)$$

$$v_r = -\frac{v_0}{\Delta} \frac{\partial r_0}{\partial z}, \quad (4.59)$$

де 
$$\Delta = \frac{\partial z_0}{\partial z} \frac{\partial r_0}{\partial r} - \frac{\partial z_0}{\partial r} \frac{\partial r_0}{\partial z}.$$

Так як розрахунок напружень зручно виконувати в ейлерових координатах (рівняння рівноваги в них мають більш простий вигляд), то кінематику також будемо обчислювати в ейлерових координатах, що виключає необхідність переходу від одних координат до інших і, крім того, дозволяє представити результати розрахунків більш наглядно (на деформованому зразку). Тому при визначенні швидкостей використовували формули (4.58), (4.59). Функції лагранжевих координат від ейлерових  $z_0(z, r)$ ,  $r_0(z, r)$  отримували шляхом апроксимації експериментальних даних кубічними сплайнами за методикою приведеною у п. 2.2. Компоненти тензора та інтенсивності девіатора швидкостей деформацій визначали за відомими формулами

$$\dot{e}_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right); \quad (4.60)$$

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left( \dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right) \left( \dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right)}. \quad (4.61)$$

Інтенсивність швидкостей деформацій у матеріалі основи  $\dot{\gamma}_0$  визначали за формулою (4.15). При цьому функції пористості виражали залежностями (4.36). Для розрахунку розподілу пористості використовували співвідношення [167]

$$\theta = 1 - (1 - \theta_0) \frac{r_0}{r} \left( \frac{\partial r_0}{\partial r} \frac{\partial z_0}{\partial z} - \frac{\partial r_0}{\partial z} \frac{\partial z_0}{\partial r} \right), \quad (4.62)$$

де  $\theta_0(z_0(z, r), r_0(z, r))$  – вихідна пористість зразка;  $z_0(z, r)$ ,  $r_0(z, r)$  – функції вихідних (лагранжевих) змінних від поточних (ейлерових).

Накопичену деформацію матеріалу основи обчислювали за формулою

$$\Gamma_0(z, r) = \int_0^t \dot{\gamma}_0 dt \quad (4.63)$$

вздовж траєкторій частинок матеріалу (вздовж лінії координатної сітки). При визначенні часу деформування  $t$  враховували, що довільна частинка переміщується в сусіднє положення координатної сітки за один і той же проміжок часу:

$$\Delta t = \frac{\Delta z_0}{v_0}, \quad (4.64)$$

де  $\Delta z_0$  – крок координатної сітки в недеформованій зоні.

Компоненти тензора напружень при осесиметричній деформації повинні задовольняти диференціальні рівняння рівноваги

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} = 0; \quad (4.65)$$

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0$$

та граничні умови, які для процесу видавлювання приймали в інтегральному вигляді на границі пружної та пластичної зони на вході  $G_1$  та  $G_2$  на виході з матриці

$$P_n = 2\pi \int_{G_n} r(\sigma_z v_z + \tau_{rz} v_r) dG, \quad (4.66)$$

де  $P_n (n = 1, 2)$  – зусилля на границі  $G_n$ ;  $v_z, v_r$  – компоненти вектора зовнішньої нормалі до  $G_n$ .

Величину сили  $P_n$  визначали експериментально. В цьому процесі сила  $P_1$  відома з точністю до сили тертя заготовки з контейнером на вході в матрицю. Так як видавлювання проводилось в матрицю без калібруючого пояса, значення сили  $P_2$  визначали наближено за величиною сили випресовки.

Компоненти тензора напружень визначали за формулами (4.12), (4.13). При цьому також використовували співвідношення зв'язку кінематичних і статичних величин, які отримали з (4.13), (4.14), (4.15),

$$\tau = \tau_0 \varphi(\theta) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}; \quad (4.67)$$

$$p = \tau_0 \varphi(\theta) \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}_0}. \quad (4.68)$$

Компоненти тензора напружень, які визначали за (4.12), (4.13), у загальному випадку можуть не задовольняти рівняння (4.65), (4.66). Це зумовлено тим, що мають місце похибки при визначенні компонент тензора швидкостей деформацій за деформованою координатною сіткою. Ці похибки пов'язані з неточністю замірів та похибками при апроксимації. Крім того, фізичні рівняння (4.12), (4.13) неадекватно описують процеси, які мають місце при пластичній деформації пористого тіла. Тому результати розрахунків напружень уточнювали за методикою, наведеною у п. 2.3 та за співвідношеннями (4.67), (4.68). Значення інтенсивності напружень у матеріалі основи  $\tau_0$  визначали за кривою течії матеріалу основи (4.37) (див. рис. 4.1).

Необхідно відмітити, що для пористого матеріалу величину середнього напруження  $p$  можна визначити за (4.68), а тому задання граничних умов у вигляді (4.66) необов'язково, оскільки  $p$  визначається з (4.68). В цьому випадку граничні умови (4.66) можна використати для перевірки точності отриманих результатів.

Отримані в результаті розрахунків поля напружень показані на рис. 4.3. Аналіз розподілу радіальних напружень (рис. 4.3а) по перері-

зу свідчить про те, що по більшій частині перерізу  $\sigma_r$  стискуючі і тільки на виході із матриці в осьовій зоні  $\sigma_r$  змінюють знак.

Розподіл колових напружень  $\sigma_\phi$  наведено на рис. 4.3б. Напруження  $\sigma_\phi$  у більшій частині пластичної області стискуючі і приймають найбільші за модулем значення  $\sigma_\phi = -650 \text{ Н/мм}^2$  у зоні контакту. На виході з матриці недалеко від осі та в зоні контакту з циліндричною частиною матриці  $\sigma_\phi$  розтягуючі.

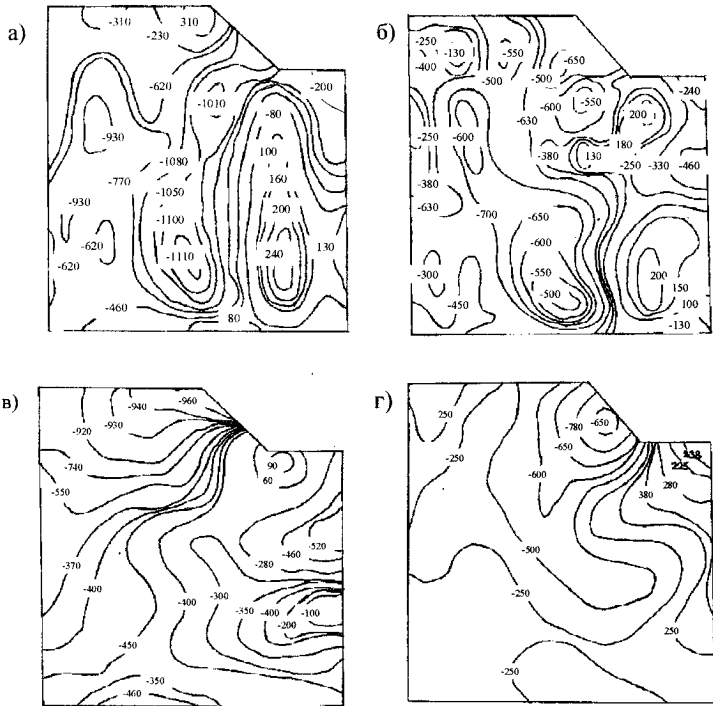


Рис. 4.3. Розподіл напружень  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\phi$ ,  $\sigma_z$ ,  $\tau_{rz}$  по меридіональному перерізу при прямому видавлюванні пористого матеріалу

Осьові напруження  $\sigma_z$  (рис. 4.3в) змінюються від  $\sigma_z = -960 \text{ Н/мм}^2$  в зоні контакту до  $\sigma_z = 100 \text{ МПа}$  в середній частині пластичної області на виході із матриці. Дотичні напруження  $\tau_{rz}$  (рис. 4.3г) змінюються від  $\tau_{rz} = -250 \text{ Н/мм}^2$  на вході в матрицю до  $\tau_{rz} = -700 \text{ Н/мм}^2$  в зоні кон-

такту з конічною частиною, та до  $\tau_{rz} = 338 \text{ Н/мм}^2$  в зоні контакту на виході із матриці.

Аналіз розподілу  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\phi$ ,  $\sigma_z$ ,  $\tau_{rz}$  свідчить про те, що при прямому видавлюванні пористої заготовки має місце немонотонність пластичної деформації, яка пов'язана із зміною деформації стиску  $\sigma_r < 0$ ;  $\sigma_\phi < 0$ ;  $\sigma_z < 0$  на деформацію розтягу  $\sigma_r > 0$ ;  $\sigma_\phi > 0$ ;  $\sigma_z > 0$ , та із зміною напрямку зсуву (дотичні напруження також змінюють знак).

Розподіл накопиченої деформації матеріалу основи  $\Gamma_0$  наведено на рис. 4.4. Найбільші значення накопичена деформація приймає на осі заготовки ( $\Gamma_0 = 0,8$ ), а найменші – в зоні контакту ( $\Gamma_0 = 0,46$ ). Нерівномірність розподілу накопиченої деформації по радіусу на вході в матрицю дорівнює  $\Delta\Gamma_0/\Delta r = 0,08 \text{ мм}^{-1}$ , а на виході з матриці –  $\Delta\Gamma_0/\Delta r = 0,08 \text{ мм}^{-1}$ . Нерівномірність розподілу по висоті складає: на осі  $\Delta\Gamma_0/\Delta z = 0,166 \text{ мм}^{-1}$ , в зоні контакту –  $\Delta\Gamma_0/\Delta z = 0,04 \text{ мм}^{-1}$ . Тобто найбільша нерівномірність розподілу  $\Gamma_0$  має місце на осі і дорівнює 16 %, в решті об'єму нерівномірність розподілу накопиченої деформації  $\Gamma_0$  по перерізу не перевищує 10 %. Такий результат можна вважати задовільним, оскільки одержати більш рівномірний розподіл деформацій при видавлюванні досить важко [101].

Інтенсивність напружень у матеріалі основи  $\tau_0$  (рис. 4.4) зростає від  $\tau_0 = 300 \text{ Н/мм}^2$  на початку пластичної зони до  $\tau_0 = 700 \text{ Н/мм}^2$  на виході із матриці.

Розподіл  $\tau_0$  по перерізу також досить рівномірний. Характер розподілу показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи  $\eta_0$  і параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$ , свідчить про те, що в більшій частині пластичної області має місце всесторонній стиск ( $\eta_0 < 0$ ,  $\mu_\sigma > 0$ ). Всесторонній розтяг спостерігається тільки в невеликому об'ємі на виході з матриці ( $\eta_0 = 0,27$ ,  $\mu_\sigma = -0,2$ ). Значення  $\eta_0$  розраховували за формулою (4.43), а параметра Надаї-Лоде – за формулою

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}. \quad (4.69)$$

Так як при прямому видавлюванні має місце осесиметрична деформація, то одне з головних напружень приймали рівним  $\sigma_\varphi$ , а для визначення двох інших використовували формулу

$$\sigma_{\max/\min} = \frac{\sigma_z + \sigma_r}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + 4\tau_{rz}^2}. \quad (4.70)$$

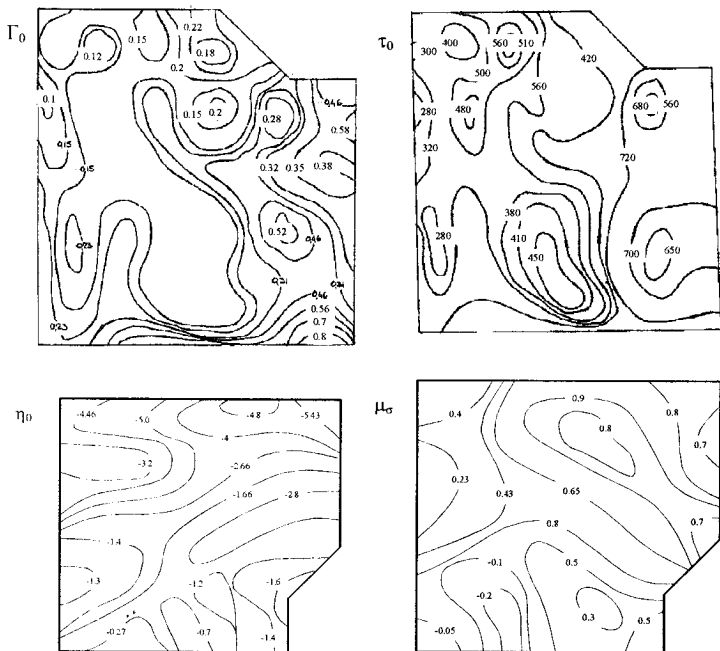


Рис. 4.4. Розподіл  $\Gamma_0$ ,  $\tau_0$ ,  $\eta_0$ ,  $\mu_\sigma$  при прямому видавлюванні пористої заготовки

Пористість у пластичній області розраховували за формулою (4.62). Результати розрахунків наведені на рис. 4.5. Аналіз розподілу пористості по перерізу показує, що на початку процесу видавлювання практично по всьому об'єму зразка іде ущільнення і пористість зменшується від  $\theta_0 = 0,2$  до  $\theta = 0,14$  на вході в конічну частину. Однак більш інтенсивне ущільнення має місце в конічній частині матриці, де всесторонній стиск накладається на відносно великі деформації зсуву. Це приводить до того, що на виході з матриці пористість зменшується



до 0,04...0,08. Тобто, за рахунок прямого видавлювання пористість вихідної заготовки вдалося зменшити в 2,5 рази. При вибраному обтисненні та геометрії матриці нерівномірність розподілу пористості по радіусу одержаної заготовки не перевищує  $\Delta\theta/\Delta r = 0,015 \text{ мм}^{-1}$ .

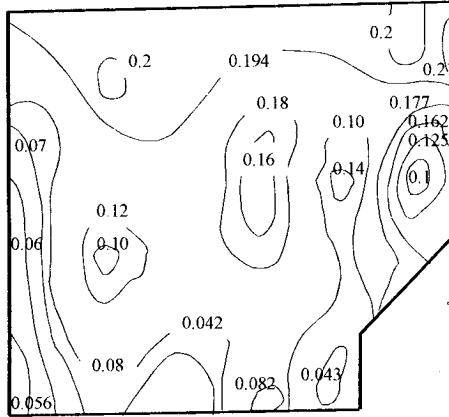


Рис. 4.5. Розподіл пористості  $\theta$  по меридіональному перерізу при прямому видавлюванні пористої заготовки

Використаний ресурс пластичності визначали за критерієм (3.9), який для пористого тіла записували у вигляді [153, 159]

$$\psi = 3\psi_0^2 \exp\left(2c \int_0^{\Gamma_0} \eta_0 d\Gamma_0^* / |\eta_0| \Gamma_{0,p}(\eta_0, \mu_\sigma)\right) + \sqrt{\psi_{ij} \psi_{ij}}, \quad (4.71)$$

$$\text{де } \psi_{ij} = \int_0^{\Gamma_0} \left(1 - a + 2a \frac{\Gamma_0^*(\eta_0, \mu_\sigma)}{\Gamma_{0,p}(\eta_0, \mu_\sigma)}\right) \beta_{ij} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{0,p}(\eta_0, \mu_\sigma)} - \quad (4.72)$$

компоненти девіатора тензора пошкоджень;  $\beta_{ij} = \frac{de_{ij}}{d\Gamma_0}$  – компоненти направляючого тензора прирощень деформацій;  $\psi_0$  – залежить від початкової пористості і визначається формулою [159]

$$\psi_0 = \frac{\Gamma_{0,p} - \Gamma_{0,p}^*}{\Gamma_{0,p}}; \quad (4.73)$$

$\Gamma_{0p}$  – гранична деформація при розтягу зразка з початковою пористістю  $\theta_0 = 0 \dots 0,03$ ;  $\Gamma_{0p}^*$  – гранична деформація при розтягу зразка з цією пористістю.

При  $\theta_0 = 0,2$  для  $\psi_0$  отримали значення  $\psi_0 = 0,08$ . Константу  $c$  прийняли рівною  $c = 0,5$ , а константу  $a = 0,1$ .

Траєкторії навантаження  $\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)$  кожної частинки пластичної зони знаходили за результатами розрахунків напружено-деформованого стану та значень накопиченої деформації матеріалу основи  $\Gamma_0$ , показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи  $\eta_0$  і параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$ . Для поверхні граничних деформацій використовували апроксимацію (4.55). На рис. 4.2 наведено траєкторії частинок матеріалу, які знаходяться на осі ( $r = 0$ ), в середній частині ( $r = R/2$ ) та на поверхні заготовки ( $r = R$ ). Як видно з рис. 4.2, в найбільш несприятливих умовах деформуються частинки осьової зони.

Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності після прямого видавлювання наведено на рис. 4.6. Найбільші значення  $\psi$

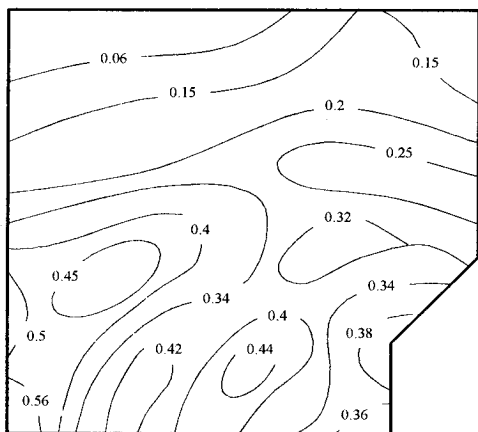


Рис. 4.6. Розподіл використаного ресурсу пластичності  $\psi$  по меридіональному перерізу при прямому видавлюванні пористої заготовки

приймає на осі заготовки ( $\psi = 0,56$ ) і зменшується з ростом радіуса  $r$ . В зоні контакту  $\psi = 0,36$ . Таким чином нерівномірність розподілу ви-

користаного ресурсу пластичності по радіусу на виході з матриці складає  $\Delta\psi/\Delta r = 0,03 \text{ мм}^{-1}$ . Одержаний розподіл  $\psi$  (див. рис. 4.6) можна вважати оптимальним, оскільки зразки після прямого видавлювання будуть підлягати поперечному видавлюванню із контурною осадкою, а при поперечному видавлюванні в більш несприятливих умовах знаходяться зовнішні шари деформованої заготовки.

#### 4.4. Поперечне видавлювання з контурною осадкою

Зразки, одержані після прямого видавлювання, використовували для поперечного видавлювання з контурною осадкою. Так як цей процес не стаціонарний, то для отримання траєкторій навантаження частинок небезпечної зони спочатку проводили поперечне видавлювання за 3 етапи, а потім контурну осадку, також за 3 етапи.

В роботах В. А. Огороднікова [33, 34] показано, що показник жорсткості напруженого стану  $\eta$  для ряду процесів є функцією тільки кінематики. Дійсно, для простих видів деформування  $\eta$  не залежить від матеріалу, так як при розтягу  $\eta = 1$  (без утворення шийки), при крученні  $\eta = 0$ , а при осадці без тертя  $\eta = -1$ . Так як в основі моделювання лежить гіпотеза ідентичності кінематики моделі і природи, то будуть ідентичні і поля показника напруженого стану. Можливо будуть ідентичними і поля параметра Надаї-Лоде  $\mu_0$ . Однак для пористих матеріалів ця умова не виконується. Так як при дослідях на розтяг, кручення або осадку без тертя змінюється пористість. Тому закон зміни показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи  $\eta_0$  залежить не тільки від схеми навантаження, а і від закону зміни пористості. Параметр Надаї-Лоде також залежить від пористості. Ця залежність зумовлена тим, що інтенсивність девіатора швидкостей деформацій матеріалу основи  $\dot{\gamma}_0$  та накопичена деформація матеріалу основи  $\Gamma_0$  залежить від пористості. Тому для дослідження деформовності пористого тіла не можна використовувати результати досліджень кінематики пластичної деформації, одержані для суцільного матеріалу в розділі 3.

Так як при поперечному видавлюванні та контурній осадці в меридіональних перерізах виникають напруження розтягу, то немає можливості використовувати дослідження процесу пластичної деформації

ції за допомогою координатних сіток, нанесених на меридіональний переріз. У зв'язку з цим, для дослідження залежності пластичності пористого тіла від історії навантаження використовували тільки інформацію про спотворення координатної сітки, яку наносили на вільну поверхню зразка. При цьому вважали, що для пористого тіла, як і для суцільного, при поперечному видавлюванні з контурною осадкою небезпечними, із точки зору руйнування, будуть точки, які знаходяться на вільній поверхні зразка в екваторіальній площині.

Для реалізації процесу радіального видавлювання з контурною осадкою використовували пристрій, схема якого наведена на рис. 3.11. Цей пристрій відрізняється від того, який використовували для досліджень суцільних матеріалів, тільки розмірами отвору матриць та пуансонів. Для досліджень використовували зразки, одержані після прямого видавлювання, з початковими розмірами  $l_0 = 100$  мм,  $d_0 = 15$  мм. Поперечне видавлювання проводили в 3 етапи. Після кожного етапу зразок випресовували і заміряли елементи координатної сітки в області екватора на інструментальному мікроскопі.

Так як в екваторіальній площині деформації зсуву дорівнюють нулю, то визначали тільки компоненти лінійних деформацій

$$e_z = \ln \frac{a_0}{a}; \quad e_\phi = \ln \frac{b}{b_0}. \quad (4.74)$$

В якості параметра часу приймали

$$t = \ln \frac{d}{d_0}, \quad (4.75)$$

де  $a_0, b_0, a, b$  – початкові та поточні розміри елементів діляльної сітки;  $d_0, d$  – початковий та поточний діаметри стовщення.

Так як при поперечному видавлюванні та контурній осадці має місце осесиметрична деформація, то вважали, що радіальна та колова компоненти тензора швидкостей деформацій рівні:

$$\dot{e}_\phi = \dot{e}_r. \quad (4.76)$$

Тому швидкість об'ємної деформації

$$\dot{e} = \dot{e}_z + 2\dot{e}_\varphi, \quad (4.77)$$

а інтенсивність девіатора швидкостей деформацій визначається формулою (4.9).

Так як на вільній поверхні  $\sigma_r = 0$ , то використовуючи рівняння (4.12), (4.13) і (4.22), отримаємо [147]:

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\dot{e}_r(1-\theta)}{\frac{1}{3} - \frac{\psi}{\varphi}}. \quad (4.78)$$

Якщо врахувати, що

$$\dot{e}_r = \dot{e} - \dot{e}_z - \dot{e}_\varphi,$$

то рівняння (4.78) набуде вигляду

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{(\dot{e}_\varphi + \dot{e}_z)(1-\theta)}{\frac{2}{3} - \frac{\psi}{\varphi}}. \quad (4.79)$$

З урахуванням (4.4), (4.6) рівняння (4.79) приводиться до вигляду

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{(\dot{e}_\varphi + \dot{e}_z)(1-\theta)}{\left[ \frac{2}{3} + \frac{1}{6} \left[ \frac{4(1-\theta)}{\theta} \right]^{0.97} \right]}. \quad (4.80)$$

При відомих експериментальних залежностях  $\dot{e}_r(t)$ ,  $\dot{e}_\varphi(t)$ ,  $\dot{e}_z(t)$  розв'язували диференціальні рівняння (4.80) на ЕОМ методом Рунге-Кутта відносно невідомої функції  $\theta(t)$ .

Зв'язок між пористістю  $\theta$  та об'ємною деформацією  $e$  можна також знайти безпосереднім інтегруванням співвідношення (4.22). При початкових умовах  $\theta = \theta_0$ ,  $e = 0$  після інтегрування (4.22) одержимо:

$$\theta = 1 - (1 - \theta_0) \exp(-e). \quad (4.81)$$

Об'ємну деформацію  $e$  визначали за формулою

$$e(t_m) = \int_0^{t_m} \dot{e}(t) dt, \quad (4.82)$$

де  $t$  – час деформування;  $m$  – номер етапу.

Траскторії навантаження  $\Gamma_0(\eta, \mu_\sigma)$  частинок матеріалу в небезпечній зоні визначали таким чином. Накопичену деформацію матеріалу основи розраховували за формулою

$$\Gamma_0 = \int_0^{t_m} \dot{\gamma}_0 dt. \quad (4.83)$$

Для визначення інтенсивності девіатора швидкостей деформацій  $\dot{\gamma}_0$  використовували формули (4.8), (4.9), (4.15), (4.36). Значення пористості  $\theta$  для цього моменту часу знаходили з розв'язку диференціального рівняння (4.80).

Показник жорсткості напруженого стану в матеріалі основи визначали таким чином. Так як при поперечному видавлюванні та контурній осадці небезпечними є точки поверхні, які лежать в екваторіальній площині, то можна вважати, що  $\sigma_1 = \sigma_\phi$ ,  $\sigma_2 = \sigma_r = 0$ ,  $\sigma_3 = \sigma_z$ . Тоді з (4.12) одержимо:

$$\frac{p}{\tau} = -\frac{\dot{\epsilon}_r - \frac{1}{3}\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}}, \quad (4.84)$$

з іншої сторони з (4.13) впливає, що

$$\frac{p}{\tau} = -\frac{\psi(\theta)\dot{\epsilon}}{\phi(\theta)\dot{\gamma}}. \quad (4.85)$$

З урахуванням (4.4) та (4.6) вираз (4.85) приводиться до вигляду

$$\frac{p}{\tau} = \frac{1}{6} \left( \frac{4(1-\theta)}{\theta} \right)^{0.97} \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}}. \quad (4.86)$$

Вираз (4.84) використовували для розрахунку значень показника напруженого стану матеріалу основи  $\eta_0$  за формулою (4.43) з урахуванням при цьому співвідношень (4.6), (4.36), (4.39). Вираз (4.86) використовували для уточнення отриманих результатів.

Параметр Надаї-Лоде розраховували за формулою (4.52), яка в цьому випадку приводиться до вигляду

$$\mu_{\sigma} = \frac{-\sigma_{\varphi} - \sigma_z}{\sigma_{\varphi} - \sigma_z} = \frac{2}{3} \frac{\dot{e} - \dot{e}_{\varphi} - \dot{e}_z}{\dot{e}_{\varphi} - \dot{e}_z}. \quad (4.87)$$

Отримана в результаті обробки експериментальних даних та розрахунків за формулами (4.43), (4.83), (4.87) траєкторія навантаження небезпечної точки наведена на рис. 4.2.

Використаний ресурс пластичності  $\psi$  при поперечному видавлюванні з контурною осадкою розраховували за критерієм (3.18), який для пористого тіла набуває вигляду

$$\psi_k = \psi_{0(k-1)}^2 \exp \left( 2c \int_{\Gamma_0^{(k-1)}}^{\Gamma_0^{(k)}} \frac{\eta_0 d\Gamma_0}{|\eta_0| \Gamma_{op}(\eta_0, \mu_{\sigma})} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(k)} \psi_{ij}^{(k)}}, \quad (4.88)$$

де  $k = 1$  після прямого видавлювання ( $\Gamma_0^{(0)} = 0$ ),  $k = 2$  після поперечного видавлювання,  $k = 3$  після контурної осадки;  $\Gamma_0^{(1)}$ ,  $\Gamma_0^{(2)}$ ,  $\Gamma_0^{(3)}$  – накопичена деформація матеріалу основи після прямого видавлювання, поперечного видавлювання та контурної осадки, відповідно;

$\psi_{ij}^{(k)} = 2c \int_{\Gamma_0^{(k-1)}}^{\Gamma_0^{(k)}} \left( 1 - a + 2a \frac{\Gamma_o(\eta_0, \mu_{\sigma})}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_{\sigma})} \right) \beta_{ij}^{(k)} \frac{de_u}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_{\sigma})}$  – компоненти тензора пошкоджень;  $\psi_{0(1)}$ ,  $\psi_{0(2)}$  – використаний ресурс пластичності після прямого та поперечного видавлювань, відповідно.

Інші позначення збігаються із прийнятими в критерії (4.71). При розрахунках використаного ресурсу пластичності за критерієм (4.88) приймали сталу  $c = 0,5$ , траєкторію навантаження апроксимували кубічними сплайнами, поверхню граничних деформацій задавали формулою (4.55), компоненти тензора пошкоджень розраховували за (4.89), при цьому приймали  $a = 0,1$ .

Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що критерій (4.88) задовільно описує процес накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації пористого тіла. Розходження між експериментальними та розрахунковими значеннями складає від 10 % до 27 %. Такі розходження експериментальних та розрахункових значень пояснюються різною точністю експериментальних вимірювань, похибками розрахунків, неточністю прийнятих математичних моделей ме-

ханіки пластичної деформації пористого тіла, похибками апроксимації а також тим, що не завжди вдається точно встановити момент появи макротріщини. Необхідно відмітити також похибки розрахунку напружено-деформованого стану, зумовлені використанням фізичних рівнянь, в яких не враховано вплив немонотонності навантаження.

Крім розглянутого вище комбінованого видавлювання нами проведено також досліди з поперечного видавлювання з контурною осадкою вихідних заготовок із початковою пористістю  $\theta_0 = 0,2$ . При цьому виявилось, що пластичність таких заготовок на 15...30 % менша ніж пластичність заготовок, які були одержані після прямого видавлювання. Збільшення пластичності можна пояснити позитивною дією всестороннього нерівномірного стиску при досить великих деформаціях зсуву на механічні характеристики пористого тіла. Наприклад, пористість заготовок після прямого видавлювання менша вихідної пористості в 2,5 рази.

Необхідно відмітити, що при такій послідовності технологічних операцій має місце сприятливий розподіл використаного ресурсу пластичності  $\psi$  по об'єму деформованої заготовки. При прямому видавлюванні  $\psi$  у поверхневих шарах в 1,6 рази менший, ніж на осі (див. рис. 4.6). При наступному поперечному видавлюванні з контурною осадкою ці шари деформуються в більш несприятливих умовах. Центральні шари, які на першому етапі втратили більше половини запасу пластичності, на наступних двох етапах деформуються в більш сприятливих умовах.



## 5. РОЗРОБКА ПРОЦЕСІВ НЕМОНОТОННОЇ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ НА ОСНОВІ ТЕОРІЇ ДЕФОРМОВНОСТІ

### 5.1. Моделювання процесів пластичної деформації на основі теорії деформовності

Розвиток проблеми оптимізації технологічних процесів останнім часом базується не тільки на узагальненні виробничого досвіду. Розвиток фізики і механіки твердого тіла, теорії обробки металів тиском дозволяють більш глибоко та удосконалювати відомі процеси обробки тиском та розробляти принципово нові технології, обробляти тиском малопластичні матеріали. Розробка більш достовірних механічних моделей процесів пластичної деформації дає можливість оптимізувати технологічні процеси на стадії їх проектування, а також прогнозувати можливості тієї чи іншої технології для виготовлення певного класу деталей шляхом пластичної деформації.

Одним із важливих факторів, який визначає придатність даного матеріалу до пластичної деформації в тому чи іншому технологічному процесі є деформовність, тобто здатність заготовки підлягати необхідній деформації без руйнування. Під руйнуванням, або браком, зумовленим обробкою металу тиском, будемо розуміти появу макротрещини в об'ємі деформованої заготовки.

У Вінницькому національному технічному університеті під керівництвом професора В. А. Огороднікова розвивається науковий напрямок, який дозволяє на основі теорії деформовності прогнозувати придатність заготовки із заданого матеріалу до формозміни в даному технологічному процесі на стадії його проектування, якщо тільки в банку даних для цього матеріалу є крива течії, діаграма пластичності, діаграми стійкості, тарировочні графіки залежності твердості від інтенсивності напружень, поверхня граничних деформацій та стандартні механічні характеристики матеріалу, який підлягає обробці тиском.

Якщо процес неізотермічний, то в банк даних повинні входити діаграми пластичності або поверхні граничних деформацій, криві течії при різних температурах, або залежності пластичності від схеми напруженого стану та температури, залежності опору пластичній дефо-

рмації від ступеня деформації та температури у відповідних координатах. Останні можуть задаватись у відповідних координатах аналітично або графічно.

Для повної відповіді на питання про придатність відповідної заготовки до формозміни у конкретному технологічному процесі, необхідна також математична модель, яка б повністю описувала напружено-деформований стан у пластичній області та давала б можливість прослідкувати історію навантаження будь-якої частинки матеріалу в просторі інваріантних характеристик тензорів напружень і деформацій протягом усього процесу формозміни. Основною проблемою побудови математичної моделі процесу пластичної деформації є проблема розв'язування відповідної крайової задачі. Виникаючі при цьому труднощі пов'язані з нелінійністю системи диференціальних рівнянь, складною геометрією області течії, необхідністю визначення границі пластичних зон. Крім того, проблеми теоретичного моделювання процесів обробки тиском пов'язані не стільки з математичними труднощами, скільки з відсутністю достовірної інформації про граничні умови, а також про закони течії, які враховують складні ефекти, що супроводжують пластичну деформацію.

Використання ряду гіпотез, які отримали експериментальне підтвердження, відкриває можливості моделювання процесів обробки тиском за допомогою експериментально-розрахункових методів. Аналіз робіт [33, 37, 87, 175–178] показує, що при деяких умовах деформований стан навіть для матеріалів, які відносяться до різних реологічних класів, виявляється повністю ідентичним. Як показано в [37, 87], задача отримання ідентичного для природи та моделі поля деформацій може бути розв'язана шляхом підбору відповідних граничних умов. Моделюючи процес на зразках із досліджуваного матеріалу, або на моделях із легкодеформованих матеріалів і вважаючи кінематику моделі та природи ідентичними, перехід до напруженого стану і далі до оцінки деформованості можна реалізувати, використовуючи криву течії, діаграму пластичності, або поверхню граничних деформацій, та інші фізико-механічні характеристики матеріалу основи, які знаходяться в банку даних. Отже, маючи обмежену кількість експериментів на моделі або модельному матеріалі, можна досліджувати пластичну дефо-

рмацію широкого кола інших матеріалів, що значно розширює можливості експериментально-розрахункових методів у тому числі і розглянутих у цій роботі.

В. А. Огородніковим показано [33], що кінематика процесу пластичної деформації визначається основними параметрами цього процесу і, крім того, траєкторії навантаження в координатах, накопичена деформація  $e_{in}$ , показник жорсткості напруженого стану  $\eta$  також визначаються параметрами процесу і мало залежать від механічних властивостей деформованого матеріалу. Можна вважати, що такий підхід оправданий і по відношенню до інших безрозмірних інваріантних показників напруженого стану, в тому числі і по відношенню до параметра Надаї-Лоде  $\mu_{\sigma}$ .

Таким чином, якщо для даного процесу, наприклад, прямого видавлювання через матрицю з відповідною геометрією та обтисненням, отримано розв'язок крайової задачі теорії пластичності і отримані траєкторії небезпечних, з точки зору ймовірності руйнування, частинок матеріалу в координатах  $e_{in}$ ,  $\eta$ ,  $\mu_{\sigma}$ , то знайдені траєкторії можна використовувати для оцінки придатності іншого матеріалу для реалізації аналогічного процесу. Однак при розрахунках використаного ресурсу пластичності необхідно використовувати діаграму пластичності або поверхню граничних деформацій досліджуваного матеріалу.

При необхідності, коли механічні властивості матеріалів моделі і натури сильно відрізняються, для більш точної оцінки деформовності заготовки із недослідженого у цьому процесі матеріалу, можна використовувати тільки інформацію про кінематику процесу пластичної деформації, отриману для дослідженого матеріалу. Однак, при такому розв'язанні задачі необхідно мати криву течії матеріалу та інтегральні навантаження, значення яких можна одержати із наближеного розв'язку задачі з визначення енергосилових параметрів, або з експериментального визначення зусилля деформування. Розглянутий підхід досить повно обгрунтовано в роботах Г. Д. Деля та В. А. Огороднікова [22, 33, 34].

При проектуванні процесів пластичної деформації пористих тіл проблема моделювання ускладнюється наявністю початкової пористості, яка впливає на кінематику течії. З ростом початкової пористості

її вплив на об'ємну деформацію збільшується. Задача ускладнюється при наявності нерівномірності пластичних деформацій та нерівномірності розподілу нормальних напружень, що призводить до нерівномірного розподілу пористості. Нерівномірність розподілу пористості призводить до нерівномірності опору пластичній деформації, який суттєво залежить від пористості [7, 10, 13, 14], а це знову ж таки впливає на перерозподіл пластичних деформацій. Тому використовувати механічну подібність кінематики течії пористого тіла практично неможливо. В дослідженнях І. О. Сивака встановлено, що при прямому видавлюванні заготовок із різною початковою пористістю розподіли компонент тензора швидкостей деформації, накопиченої деформації матеріалу основи, показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи та параметра Надаї-Лоде суттєво залежать від початкової пористості. Встановлено також, що траєкторії навантаження частинок матеріалу залежать від початкової пористості. Якщо різниця між початковими пористостями матеріалу моделі та природи не перевищує 5...10 %, то використання траєкторій навантаження моделі для оцінки використаного ресурсу пластичності цього матеріалу приводить до похибки, яка не перевищує 20 %.

## 5.2. Оцінка придатності матеріалу для прямого видавлювання

Для визначення придатності матеріалу до видавлювання через матрицю, геометрія якої збігається з геометрією використаної нами матриці в п. 3.2 та з таким самим або близьким обтисненням можна використати результати розрахунків накопиченої деформації  $e_u$ , показника жорсткості напруженого стану  $\eta$ , параметра Надаї-Лоде  $\mu_\sigma$ , які наведені на рис. 3.9, та траєкторії навантажень, показаної на рис. 3.2. Для визначення використаного ресурсу пластичності  $\psi$  заготовок після прямого видавлювання необхідно побудувати діаграму пластичності або поверхню граничних деформацій досліджуваного матеріалу і за критерієм (3.9) оцінити  $\psi$ . Компоненти направляючого тензора прирощень деформацій можна замінити компонентами направляючого тензора швидкостей деформацій, так як  $de_{ij} = \dot{e}_{ij} dt$ ,  $de_u = \dot{e}_u dt$ , то

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{de_{ij}}{de_u} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\dot{e}_{ij}}{\dot{\epsilon}_u}. \quad (5.1)$$

Для цього можна скористатись розподілом компонент тензора швидкостей деформацій  $\dot{e}_r$ ,  $\dot{e}_\varphi$ ,  $\dot{e}_z$ ,  $\dot{\gamma}_{rz}$  та інтенсивності швидкостей деформацій  $\dot{\epsilon}_u$ , одержаних в п. 3.2 та наведених на рис. 5.1.

Для оцінки придатності заготовок із пористих матеріалів до прямого видавлювання можна також скористатися полями компонент тензора швидкостей деформацій, наведених на рис. 5.1. Якщо початкова пористість матеріалу заготовки не перевищує  $\theta_0 = 0,15 \dots 0,20$ , то похибка розрахунків компонент направляючого тензора швидкостей деформацій  $\beta_{ij}$  не перевищуватиме 20...25 %. При визначенні компонент  $\beta_{ij}$  необхідно користуватися формулою

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\dot{e}_{ij}}{\dot{\gamma}_0}, \quad (5.2)$$

де  $\dot{\gamma}_0$  – інтенсивність швидкостей деформацій в матеріалі основи.

Якщо новий матеріал не збігається з порошком ПМС-1, то для функцій пористості можна використати теоретичні вирази (4.1), (4.2), отримані В. В. Скороходом [7]. Необхідно також побудувати криві течії  $\tau_0(\Gamma_0)$ , діаграму пластичності  $\Gamma_{op}(\eta_0)$  або поверхню граничних деформацій  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$  для досліджуваного матеріалу за методикою, приведеною у п. 4.2. Використаний ресурс пластичності необхідно визначати за критерієм (4.71). Якщо початкова пористість видавлюваної заготовки відрізняється на 20...30 % від  $\theta_0 = 0,2$ , то при розрахунках  $\psi$  можна використати траєкторії навантаження, наведені на рис. 4.2.

Якщо початкова пористість матеріалу заготовки  $\theta_0$  відрізняється від початкової пористості  $\theta_0 = 0,2$  більше, ніж на 20 %, і не перевищує значення  $\theta_0 = 0,25$ , то використаний ресурс пластичності можна визначити за наближеною формулою

$$\psi = \int_0^{\Gamma_0} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)}. \quad (5.3)$$

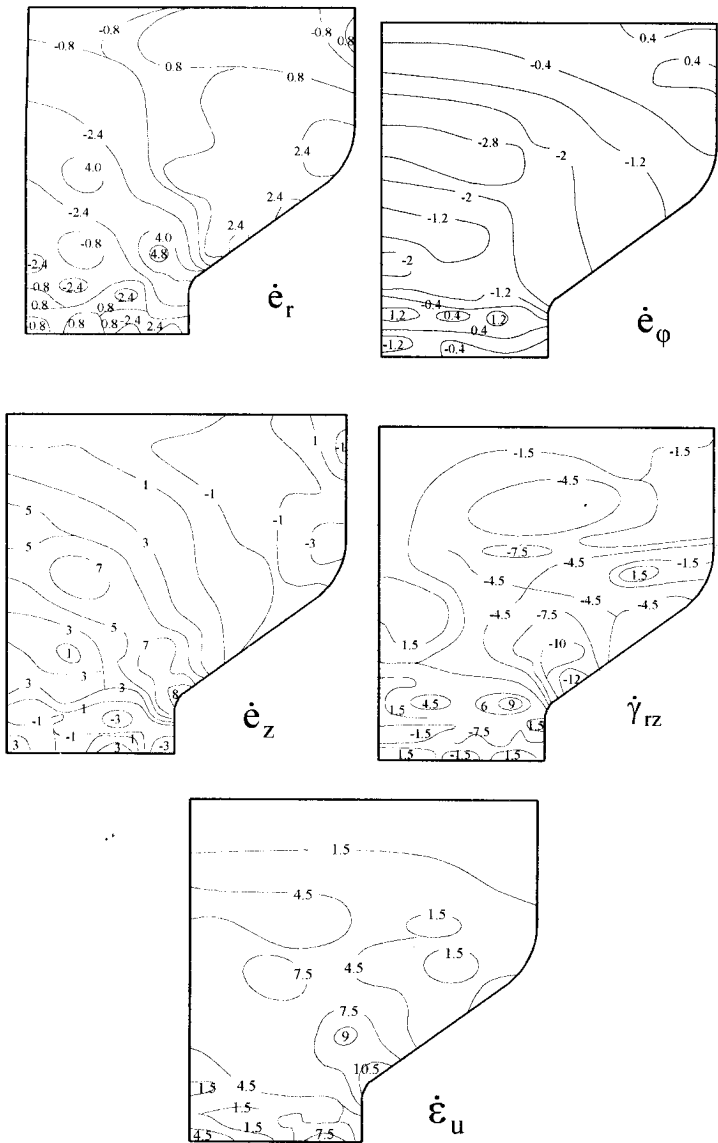


Рис. 5.1. Розподіл компонент тензора швидкостей деформацій  $\dot{\epsilon}_r$ ,  $\dot{\epsilon}_\phi$ ,  $\dot{\epsilon}_z$ ,  $\dot{\gamma}_{rz}$  та інтенсивності швидкостей деформацій  $\dot{\epsilon}_u$  при прямому видавлюванні.

При цьому накопичену деформацію матеріалу основи можна визначити за формулою  $\Gamma_0 = \int_0^{\Gamma_0} \dot{\gamma}_0 dt$ , інтенсивність швидкостей деформацій

в матеріалі основи  $\dot{\gamma}_0$  за формулою (4.15) з використанням полів тензора швидкостей деформацій, наведених на рис. 5.1, та формул (4.1), (4.2). Показник жорсткості напруженого стану матеріалу основи можна визначити за формулою (4.43), а середнє напруження  $p$  та інтенсивність девіатора напружень  $\tau$  за формулами (4.67), (4.68). Для визначення параметра Надаї-Лоде можна використати розподіл  $\mu_\sigma$  по меридіональному перерізу, наведений на рис. 4.4. Пористість у процесі формозміни найпростіше визначити за формулою (4.81).

### 5.3. Оцінка придатності матеріалу для поперечного видавлювання з контурною осадкою

Основна перевага теорії деформовності, використаної в цій роботі, перед іншими теоріями та методиками полягає в тому, що результати досліджень пластичної деформації, наприклад, в процесі поперечного видавлювання з контурною осадкою, одержані для одного матеріалу, можуть бути використані для досліджень деформовності інших матеріалів у цьому процесі зі значно меншими затратами.

Результати досліджень, одержані в п. 3.3, можна використати для встановлення максимально можливих розмірів стовщень у процесах радіального видавлювання з контурною осадкою. Для цього необхідно виконати розрахунки використаного ресурсу пластичності за критерієм (3.9). Необхідну інформацію про величину початкового значення використаного ресурсу пластичності  $\psi_0$  після прямого видавлювання можна визначити за методикою, розглянутою в п. 5.2. Шляхи деформування  $\eta(e_u)$ ,  $\mu_\sigma(e_u)$  та траєкторію навантаження в кожній точці пластичної області можна знайти, використовуючи розподіли  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  по перерізу заготовки, наведені на рис. 3.15–3.20. Закон зміни компонент направляючого тензора прирощень або швидкостей деформацій для небезпечних, з точки зору руйнування, точок наведені на рис. 5.2. Наведені на рис. 5.2 залежності отримані в п. 3.3 в результаті обробки

експериментальної інформації про деформацію елементів координатної сітки.

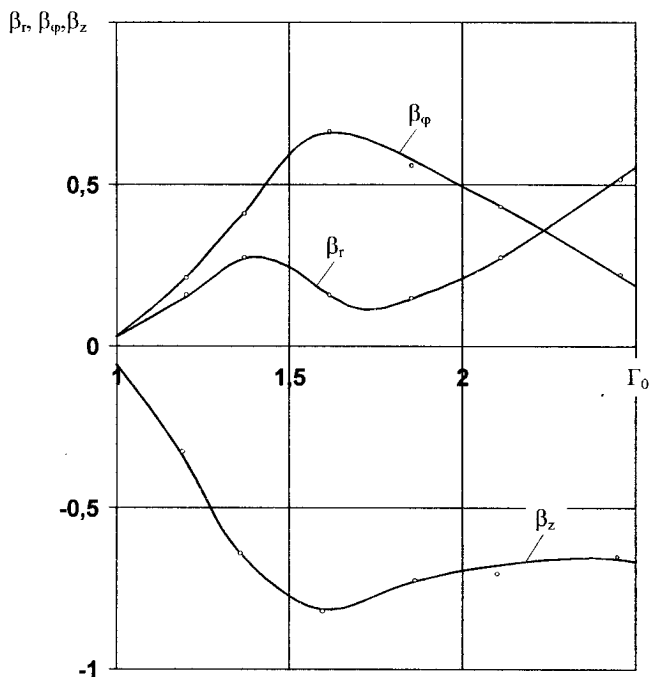


Рис. 5.2. Залежності компонент направляючого тензора швидкостей деформацій  $\beta_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij} / \dot{\epsilon}_u$  від  $\epsilon_u$  при поперечному видавлюванні з контурною осадкою

Для оцінки величини використаного ресурсу пластичності за критерієм (3.9) необхідно також мати діаграму пластичності  $e_p(\eta)$  або поверхню граничних деформацій  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ . Якщо таких даних немає в паспорті досліджуваного матеріалу, то експериментальну залежність  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$  необхідно будувати за методикою, наведеною у п. 3.1.

Необхідно відмітити, що в залежності від постановки задачі наведену методику можна також використати для дослідження процесу прямого видавлювання з контурною осадкою. В цьому випадку в кри-



терії (3.9) необхідно прийняти  $\psi_0 = 0$ , а при визначенні компонент тензора пошкоджень  $\Psi_{ij}^{(k)}$ , індекс  $k$  буде змінюватися від  $k = 1$  до  $k = 2$ .

Для покращення технологічної спадковості готових виробів або розширення можливостей процесу прямого видавлювання з наступним поперечним видавлюванням із контурною осадкою можна використовувати проміжні відпали. При цьому використаний ресурс пластичності необхідно розраховувати за критерієм (3.18), а для визначення значень ресурсу пластичності після попереднього етапу пластичної деформації та відпалу  $\Psi_0^{(k)}$  скористатися експериментальними залежностями відносної величини відновленого ресурсу пластичності  $\Delta\psi/\psi$  від ресурсу пластичності  $\psi$ , наведеними на рис. 3.25. Функції  $\Delta\psi/\psi(\psi)$  не залежать від схеми напруженого стану, а тому можуть бути використані для оцінки ефективності проміжних відпалів і в інших процесах обробки металів тиском.

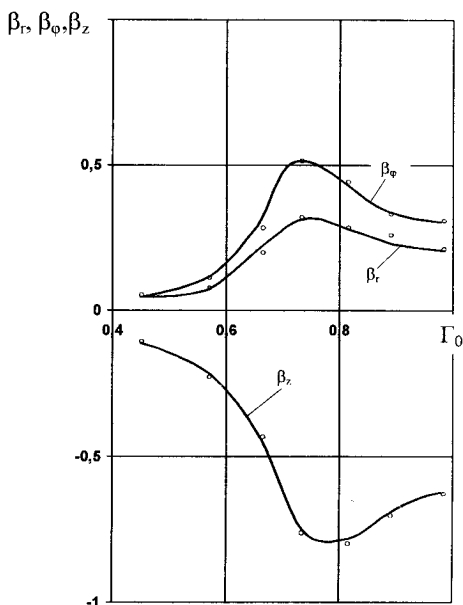


Рис. 5.3. Залежність компонент направляючого тензора швидкостей деформацій

$\beta_{ij} = \dot{e}_{ij} / \dot{\gamma}_0$  від  $\Gamma_0$  при поперечному видавлюванні з контурною осадкою

Щоб визначити придатність пористої заготовки, одержаної після прямого видавлювання, до процесу поперечного видавлювання з контурною осадкою необхідно оцінити використаний ресурс пластичності за критерієм (4.88). При цьому функції пористості можна розрахувати за теоретичними залежностями В. В. Скорохода (4.1), (4.2), а величину пористості в небезпечній точці – за формулою (4.82). Для задання шляхів деформування  $\eta_0(\Gamma_0)$ ,  $\mu_\sigma(\Gamma_0)$  можна скористатися кривою 1 (див. рис. 4.2), а для задання траєкторії навантаження  $\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)$  можна використати криву 2 (див. рис. 4.2). Залежності компонент напружуючого тензора швидкостей деформацій  $\beta_r(\Gamma_0)$ ,  $\beta_\varphi(\Gamma_0)$ ,  $\beta_z(\Gamma_0)$  для небезпечної точки, отримані для пористого матеріалу з порошку ПМС-1 у п. 4.4, наведені на рис. 5.3. Якщо в банку даних досліджуваного матеріалу немає поверхні граничних деформацій  $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$ , то необхідно провести експериментальні дослідження за наведеною у п. 4.2 методикою і побудувати поверхню граничних деформацій.

Необхідно відмітити, що для пористих матеріалів принципи механічної подібності процесів пластичної деформації можна використовувати з певними обмеженнями. Це пов'язано з тим, що в процесі пластичної деформації пористість змінюється. Тому результати досліджень, отримані в п. 4.4 можна використовувати тільки для матеріалів, початкова пористість яких відрізняється від початкової пористості  $\theta_0 = 0,2$  не більше ніж на 20...25 %.

## ВИСНОВКИ

Останнім часом різко зросла роль розрахункових методів у проектуванні технологічних процесів обробки металів тиском. У зв'язку з прискореним розвитком техніки, появою нових методів обробки металів тиском технологи не мають достатньої можливості накопичувати дані отримані на практиці.

Особливої актуальності набуває проблема прогнозування на стадії проектування технологічної спадковості, яка забезпечує якість виробів. Сучасні нанотехнології дають можливість отримувати вироби з високою міцністю в поєднанні з високою пластичністю, однак розв'язання цієї проблеми може опиратися на розрахунковий апарат феноменологічної теорії руйнування і анізотропних моделей пластичності.

У зв'язку із сказаним подальше вдосконалення технологічних процесів холодного комбінованого видавлювання дозволяє інженеру-технологу на стадії проектування технологічних процесів забезпечити сприятливу технологічну спадковість, а також якість виробів. В цій монографії продемонстровано застосування теорії деформовності для дослідження процесів немонотонного навантаження.

Автори сподіваються, що запропоновані в монографії методи дозволять розв'язувати актуальні практичні задачі обробки металів тиском, а також будуть основою для подальшого розвитку викладеного наукового напрямку.

## ЛІТЕРАТУРА

1. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М. : Наука, 1969. – 420 с.
2. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.
3. Сен-Венан Б. Об установлении уравнений внутренних движений, возникающих в твердых пластических телах за пределами текучести / Б. Сен-Венан // Теория пластичности : сб. статей. – М. : Издательство иностранной литературы, 1948. – С. 11–19.
4. Ильющин А. А. Пластичность / А. А. Ильющин. – М. : Издательство АН СССР, 1963. – 272 с.
5. Ленский В. С. Гипотеза локальной определенности в теории пластичности / В. С. Ленский // Изв. АН СССР. – 1962. – №5 : Механика и машиностроение. – С. 154 – 158.
6. Кийко И. А. Теория пластического течения / И. А. Кийко // Вопросы прочности и пластичности: сборник. – М. : Издательство МГУ, 1984. – С. 53–64.
7. Скороход В. В. Реологические основы теории спекания / В. В. Скороход. – Киев : Наукова думка, 1972. – 152 с.
8. Ковальченко М. С. Теоретические основы горячей обработки пористых материалов давлением / М. С. Ковальченко. – Киев : Наукова думка, 1980. – 240 с.
9. Перельман В. Е. Формование порошковых материалов / В. Е. Перельман. – М. : Metallurgia, 1979. – 232 с.
10. Феноменологические теории прессования порошков / [М. Б. Штерн, Г. Г. Сердюк, Л. А. Максименко и др.]. – Киев : Наукова думка, 1982. – 140 с.
11. Седов Л. И. Механика сплошной среды / Л. И. Седов. – М. : Наука, 1970. – Т. 1. – 256 с.
12. Циглер Г. Экспериментальные принципы термодинамики необратимых процессов и механики сплошной среды / Г. Циглер. – М. : Мир, 1966. – 135 с.
13. Штерн М. Б. Определяющие уравнения для уплотняемых пластических пористых тел. / М. Б. Штерн // Порошковая металлургия. – 1981. – № 4. – С. 17–23.

14. Штерн М. Б. К теории пластичности пористых тел и уплотняемых порошков / М. Б. Штерн // Реологические модели и процессы деформирования пористых порошковых и композиционных материалов. – Киев : Наукова думка, 1985. – С. 12–23.

15. Рудь В. Д. Экспериментальная проверка гипотез пластичности пористых тел / В. Д. Рудь, В. З. Мидуков // Порошковая металлургия. – 1982. – № 1. – С. 14–20.

16. Лаптев А. М. Технологические задачи теории обработки давлением пористых материалов / А. М. Лаптев // Реологические модели и процессы деформирования пористых порошковых и композиционных материалов. – Киев : Наукова думка, 1985. – С. 68–76.

17. Shima S. Plasticity theory for porous metals / S. Shima, M. Oyane // Int. J. Mech. Sci. – 1976. – № 6. – P. 285–291.

18. Петросян Г. Л. Пластическое деформирование порошковых материалов / Г. Л. Петросян. – М. : Металлургия, 1988. – 225 с.

19. Скороход В. В. Условие пластичности пористых тел / В. В. Скороход, Л. И. Тучинский // Порошковая металлургия. – 1978. – № 11. – С. 83–87.

20. Друянов Б. А. Прикладная теория пластичности пористых тел. / Б. А. Друянов. – М. : Машиностроение, 1989. – 168 с.

21. Смирнов–Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г. А. Смирнов–Аляев. – М.: Машиностроение, 1978. – 368 с.

22. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1978. – 174 с.

23. Новожилов В. В. Микронапряжения в конструкционных материалах / В. В. Новожилов, Ю. И. Кадашевич. – Л. : Машиностроение, 1990. – 223 с.

24. Арутюнян Р. А. О многократном нагружении пластической среды / Р. А. Арутюнян, А. А. Вакуленко // Известия АН СССР. – 1965. – № 4: Механика. – С. 53–61.

25. Backhaus G. Zur analytischen Darstellung des Materialverhaltens im plastischen Bereich / G. Backhaus // ZAMM. – 1971. – № 51. – P. 471–477.

26. Данилов В. Л. К формулировке закона деформационного упрочнения / В. Л. Данилов // Известия АН СССР. – 1971. – № 6: Механика твердого тела. – С. 146–150.

27. Baltov A. A rule of anisotropic hardening / A. Baltov, A. Savezuk // Acta Mech. – 1965. – №2. – P. 41–47.

28. Ленский В. С. Современные вопросы и задачи пластичности в теоретическом и прикладном аспектах / В. С. Ленский // Упругость и неупругость, 1978. – Вып. 5. – С. 65–69.

29. Ленский В. С. Экспериментальная проверка основных постулатов общей теории упругопластических деформаций / В. С. Ленский // Вопросы теории пластичности. – М.: Из-во АН СССР, 1961. – С. 58–82.

30. Лебедев А. А. Исследование скалярных и векторных свойств анизотропных материалов в условиях сложного напряжённого состояния. Сообщ. 1. Об условии текучести анизотропных материалов / А. А. Лебедев, В. В. Косарчук, Б. И. Ковальчук // Проблемы прочности. – 1971. – № 3. – С. 51–56.

31. Можаровский Н. С. О предельном состоянии материала при изменяющихся во времени напряжениях / Н. С. Можаровский, Е. А. Антипов, Н. И. Бобырь // Вестник КПИ. Сер. Машиностроение, 1976. – Вып. 13. – С. 87–91.

32. Предельное состояние материала при программном изменении интенсивности напряжений в условиях плоского напряжённого состояния при различных траекториях нагружения / [Н. С. Можаровский, Е. А. Антипов, Н. И. Бобырь, А. А. Заховайко] // Прочность материалов и элементов конструкций при сложном напряжённом состоянии : сб. – Киев. – С. 172–179.

33. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – Киев : Выща школа, 1983. – 175 с.

34. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников. – Киев : УМК ВО, 1989. – 152 с.

35. Дель Г. Д. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением / Г. Д. Дель, В. А. Огородников, В. Г. Нахайчук // Изв. вузов. – 1975. – № 4 : Машиностроение. – С. 135–140.

36. Смирнов–Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов / Г. А. Смирнов–Аляев. – Л.: Машиностроение, 1968. – 272 с.

37. Теорияковки и штамповки / [Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров, В. А. Огородников и др.]; под общ. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – Машиностроение, 1992. – 720 с.
38. Колмогоров В. Л. Напряжения, деформации, разрушение / В. Л. Колмогоров. – М : Металлургия, 1970. – 229 с.
39. Богатов А. А. Экспериментальная проверка условия разрушения металла при различных схемах нагружения / А. А. Богатов, В. Л. Колмогоров, Г. А. Матвеев // Изв. вузов. – 1970. – № 8 : Чёрная металлургия. – С. 76–80.
40. Красневский С. М. Разрушение металлов при пластическом деформировании / С. М. Красневский, Е. М. Макушок, В. Я. Щукин. – Минск. : Наука и техника, 1983. – 175 с.
41. Пластичность и разрушение / под. ред. В. Л. Колмогорова. – М : Металлургия, 1977. – 336 с.
42. Богатов А. А. Условие разрушения металлов при знакопеременном деформировании с произвольной формой цикла / А. А. Богатов, В. Л. Колмогоров // Известия вузов. – 1973. – № 4 : Чёрная металлургия. – С. 102–105.
43. Ильюшин А. А. Основы математической теории термовязкоупругости / А. А. Ильюшин, Б. Е. Победря. – М. : Наука, 1970. – 280 с.
44. Ильюшин А. А. Об одной теории длительной прочности / А. А. Ильюшин // Изв. АН СССР. – 1967. – № 3 : Механика твёрдого тела. – С. 21–25.
45. Михалеви́ч В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалеви́ч. – Вінниця: «УНІВЕРСУМ – Вінниця», 1998. – 195 с.
46. Писаренко Г. С. Деформирование и прочность материалов при сложном напряжённом состоянии / Г. С. Писаренко, А. А. Лебедев. – К. : Наукова думка, 1984. – 216 с.
47. Кийко И. А. Теория разрушения в процессах пластического течения / И. А. Кийко // Обработка металлов давлением : сб. – Свердловск, 1982. – С. 27–40.
48. Богатов А. А. Экспериментальная проверка условия разрушения металла при немонотонной деформации / А. А. Богатов, В. Л. Колмогоров, О. И. Мижирицкий // Известия вузов. – 1977. – № 10 : Чёрная металлургия. – С. 83–86.

49. Исследования пластичности металлов под гидростатическим давлением / [А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, В. Ф. Шишминцев, Ю. А. Аксенов] // Физика металлов и металловедение, 1978. – т. 45. – Вып. 5. – С. 1089–1094.

50. Дель Г. Д. Пластичность деформированного металла / Г. Д. Дель // Физика и техника высоких давлений. – 1982. – № 11 – С. 28–32.

51. Мишулин А. А. Совершенствованиековки на основе описания деформационной анизотропии пластичности / А. А. Мишулин, В. М. Михалевич // Оптимизацияковки на автоматизированных ковочных комплексах : сб. – М., 1982. – С. 144–161.

52. Мишулин А. А. Тензорно–нелинейная модель накопления повреждений / А. А. Мишулин, В. М. Михалевич // Обработка металлов давлением : сб. – Свердловск, 1985. – С. 10–14.

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

54. Холодная и полугорячая штамповка на прессах. Методические рекомендации / [В. А. Головин, В. А. Евстратов, Л. И. Рудман и др.] – М. : НИИМАШ, 1981. – 73 с.

55. Холодная объёмная штамповка. Справочник / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.

56. Ковка и штамповка. Справочник в 4–х т. / под ред. Е. И. Семёнова и др. – Т. 3. Холодная объёмная штамповка / Под ред. Г. А. Навроцкого. – М. : Машиностроение, 1987. – 384 с.

57. Оптимизация технологических процессов и конструкций штампов для холодного и полугорячего выдавливания. Методические рекомендации. – М. : ВНИИТЭМР, 1989. – 192 с.

58. Головин В. А. Актуальные проблемы холодной и полугорячей объёмной штамповки / В. А. Головин // Кузнечно–штамповочное производство. – 1985. – № 8. – С. 34–35.

59. Чертавских А. К. Трение и технологическая смазка при обработке металлов давлением / А. К. Чертавских, В. К. Белосевич. – М. : Машиностроение, 1968. – 364 с.



60. Головин В. А. Технология холодной объёмной штамповки выдавливанием / В. А. Головин, А. Н. Митькин, А. Г. Резников. – М. : Машиностроение, 1970. – 152 с.

61. Штейн Ф. С. Перспективы внедрения жидких технологических смазочных материалов при холодной высадке / Ф. С. Штейн, Г. К. Санаков // Кузнечно–штамповочное производство. – 1986. – № 7. – С. 12–13.

62. Фам Зыонг. Эффективность применения новых технологических смазок при холодном объёмном деформировании: Автореферат дис... канд. техн. наук : ЛПИ. – Л., 1985.

63. Евстратов В. А. Состояние, направления развития и проблемы холодного и полугорячего выдавливания / В. А. Евстратов // Кузнечно–штамповочное производство. – 1985. – № 10. – С. 10–11.

64. Ганаго О. А. Совершенствование производства крепёжных изделий холодной объёмной штамповкой / О. А. Ганаго, В. А. Пикулин, П. С. Лернер // Кузнечно–штамповочное производство. – 1982. – № 3. – С. 29–32.

65. Артес А. Э. Холодная объёмная штамповка в мелкосерийном и серийном производстве / А. Э. Артес. – М. : НИИМАШ, 1982. – 58 с.

66. Кудрявцев Л. В. Опыт изготовления деталей методами холодного выдавливания и сферической штамповки / Л. В. Кудрявцев, Н. С. Королёва. – Л. : ЛДНТП, 1981. – 36 с.

67. Кузнецов А. В. Штамповка поковок выдавливанием в разъёмных матрицах (состояние и перспективы) / А. В. Кузнецов, О. В. Протопопов, В. Т. Клочков // Кузнечно–штамповочное производство. – 1980. – № 11. – С. 2–6.

68. Кузнецу–штамповщику. Справочное пособие / [Л. Н. Соколов, В. Н. Ефимов, Ю. А. Кашенко, и др.]. – Донецк : Донбас, 1986. – 144 с.

69. Миропольский Ю. А. Современные тенденции развития технологии холодной объёмной штамповки. Обзор / Ю. А. Миропольский, И. З. Мансуров. – М. : НИИМАШ, 1979. – 80 с.

70. Навроцкий Г. А. Состояние и перспективы развития холодной объёмной штамповки / Г. А. Навроцкий, В. А. Головин // Кузнечно–штамповочное производство. – 1975. – № 1. – С. 24–27.

71. Журавлёв А. З. Основы теории штамповки в закрытых штампах / А. З. Журавлёв. – М. : Машиностроение, 1973. – 224 с.

72. Инженерная теория пластичности / под ред. В. И. Беляева. – Минск. : Наука и техника, 1985. – 288 с.
73. Соколовский В. В. Теория пластичности / В. В. Соколовский. – М. : Высшая школа, 1969. – 608 с.
74. Теоретические основыковки и горячей объёмной штамповки / [Е. М. Макушок, А. С. Матусевич, В. П. Северденко, В. М. Сегал.]. – Минск. : Наука и техника, 1968. – 407 с.
75. Шофман Л. А. Теория и расчёты процессов холодной штамповки / Л. А. Шофман. – М. : Машиностроение, 1964. – 375 с.
76. Унксов Е. П. Выбор метода расчёта технологических процессов при обработке металлов давлением / Е. П. Унксов // Кузнечно–штамповочное производство. – 1982. – № 8. – С. 24–26.
77. Томсен Э. Механика пластических деформаций при обработке металлов / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. – М. : Машиностроение, 1969. – 502 с.
78. Алюшин Ю. А. Исследование процессов обработки металлов давлением с помощью кинематически возможных полей скоростей: учебное пособие / Ю. А. Алюшин. – Ростов н/Д. : РИСХИ, 1978. – 98 с.
79. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1983. – 200 с.
80. Томлёнов А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томлёнов. – М. : Металлургия, 1972. – 408 с.
81. Чудаков П. Д. Усилие горячего выдавливания в боковые каналы / П. Д. Чудаков, А. В. Кузнецов // Кузнечно–штамповочное производство. – 1971. – № 3. – С. 3–6.
82. Теория обработки металлов давлением / Под ред. И. Я. Тарновского. – М. : Металлургиздат, 1963. – 672 с.
83. Степанский Л. Г. Расчёты процессов обработки металлов давлением / Л. Г. Степанский. – М. : Машиностроение, 1982. – 217 с.
84. Степанский Л. Г. Пластическое течение металла при двусторонней закрытой прошивке / Л. Г. Степанский // Кузнечно–штамповочное производство. – 1964. – № 3. – С. 9–11.
85. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике: Пер. с англ. / О. Зенкевич. – М. : Мир, 1975. – 541 с.
86. Сегал В. М. Технологические задачи теории пластичности / В. М. Сегал. – Минск : Наука и техника, 1977. – 256 с.

87. Теория пластических деформаций металлов / [Е. П. Унксов, У. Джонсон, В. Л. Колмогоров и др.]; под. ред. Е. П. Унксова, А. Г. Овчинникова. – М. : Машиностроение, 1983. – 598 с.

88. Чумаченко Е. Н. Автоматизированное проектирование процессов изотермической штамповки на базе программного комплекса «SPLEN» / Е. Н. Чумаченко, А. В. Семянистый, Н. Н. Грунин // Кузнечно–штамповочное производство. – 1993. – № 2. – С. 13–15.

89. Oh S. I. Finite element analysis of metal forming processes with arbitrarily shaped dies / S. I. Oh // In. J. Mech. Sci. – 1982. – № 8. – P. 479–493.

90. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением / В. А. Евстратов. – Харьков : Выща шк. Изд-во при Харьк. Ун-та, 1981. – 248 с.

91. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением / В. Л. Колмогоров. – М. : Металлургия, 1986. – 688 с.

92. Евстратов В. А. Основы технологии выдавливания и конструирования штампов / В. А. Евстратов. – Харьков : Выща шк. Изд-во при Харьк. Ун-те, 1987. – 144 с.

93. Ренне И. П. Неравномерность деформации при плоском пластическом течении. Часть I. Стационарное плоское течение / И. П. Ренне, Э. А. Иванова, Э. А. Бойко. – Тула : ТПИ, 1970. – 158 с.

94. Ренне И. П. Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением / И. П. Ренне. – Тула : ТПИ, 1979. – 96 с.

95. Дель Г. Д. Метод делительных сеток / Г. Д. Дель, Н. А. Новиков. – М. : Машиностроение, 1979. – 144 с.

96. Дель Г. Д. Экспериментальное исследование неустановившейся стадии холодного выдавливания / Г. Д. Дель, Н. А. Соколов // Известия вузов. – 1974. – № 5 : Машиностроение. – С. 132–136.

97. Деформации и напряжения при обработке металлов давлением / [П. Н. Полухин, В. К. Воронцов, А. Б. Кудрин, Н. А. Чиченов]. – М. : Машиностроение, 1974. – 336 с.

98. Огородников В. А. Экспериментально–расчетное определение деформаций в условиях осесимметричного прессования с помощью ЭВМ / В. А. Огородников, В. Д. Покрас // Исследования в области

пластичности и обработки металлов давлением. – Тула, 1985. – С. 49–55.

99. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. – М. : Металлургия, 1973. – 288 с.

100. Грудев А. П. Трение и смазки при обработке металлов давлением : Справочник / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. – М. : Металлургия, 1982. – 312 с.

101. Перлин И. А. Теория прессования металлов / И. А. Перлин, Л. Х. Райтбарг. – М. : Металлургия, 1975. – 448 с.

102. Обработка металлов давлением в машиностроении / [П. И. Полухин, В. А. Тюрин, П. И. Давидков и др.] – М. : Машиностроение. София : Техника, 1983. – 279 с.

103. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / [А. Н. Леванов, В. Л. Колмогоров, С. П. Буркин и др.]. – М. : Металлургия, 1976. – 416 с.

104. Джонсон В. Механика процессов выдавливания металла / В. Джонсон, Х. Кудо. – М. : Металлургия, 1966. – 317 с.

105. Voelkner W. Experimentelle Methoden der Ermittlung mittlerer Reibungskenngrößen / W. Voelkner // Fertigungstechnik und Betrieb. – 1976. – № 11. – Р. 5–26.

106. Вдовин В. Ф. Оценка антифрикционных свойств смазки по усилиям деформации при прессовании / В. Ф. Вдовин, В. Ф. Балакин // ОМД. – М. : Металлургия (ДМетИ), 1970. – вып. 54. – С. 221–224.

107. Пресняков А. А. Методы изучения удельных сил трения деформации / А. А. Пресняков, А. М. Греков. – Фрунзе : Изд. ФПИ, 1976. – 92 с.

108. Макушок Е. М. Механика трения / Е. М. Макушок. – Минск : Наука и техника, 1974. – 256 с.

109. Павлов И. М. Теория прокатки / И. М. Павлов. – М. : Металлургиздат, 1950. – 610 с.

110. Исаченков Е. И. Контактное трение и смазки при обработке металлов давлением / Е. И. Исаченков. – М. : Машиностроение, 1978. – 208 с.

111. Voelkner W. Verfahrenskombination Stauchen und Seitwärtsauspressen / W. Voelkner, H. J. Mewes // Fertigungstechnik und Betrieb. – 1971. – N 4. – Р. 238–241.

112. Губкин С. И. Теория обработки металлов давлением / С. И. Губкин. – М. : Металлургия, 1947. – 532 с.
113. Прозоров Л. В. Прессование стали / Л. В. Прозоров. – М. : Машгиз, 1956. – 158 с.
114. Schmitt G. Untersuchungen über des Rückwartshapfließpressen von Stahle bei Rahmtemperatur / G. Schmitt // Dr. Inf. Diss. TH Stuttgart. –1967.
115. Михайлов В. Г. Пластическая деформация труднодеформируемых металлов с использованием диагонального и сдвигового течения / В. Г. Михайлов, А. А. Мишулин, С. А. Стебунов // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – № 2. – С. 4–5.
116. Девятов В. В. Малоотходная технология обработки металлов давлением / В. В. Девятов. – М. : Машиностроение, 1986. – 288 с. (Рец.: Ерманок М. З. // Кузнечно-штамповочное производство. – 1987. – № 9. – С. 41.)
117. Леванов А. Н. Принципиальные основы нового метода закрытой штамповки с компенсацией избытка металла / А. Н. Леванов // Обработка металлов давлением. Вып. 8. – Свердловск : УПИ. – 1981. – № 2. – С. 110–115.
118. Охрименко Я. М. Процессы деформации с активным действием сил трения: Учебное пособие / Я. М. Охрименко, В. Н. Щерба, А. В. Гусев. – М. : Машиностроение, 1982. – 56 с.
119. Гаґаго О. А. Актуальные задачи развития кузнечно-штамповочного производства / О. А. Гаґаго // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – № 8. – С. 6–8.
120. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев // Кузнечно-штамповочное производство. – 1988. – № 6. – С. 1–4.
121. Гусинский В. И. О возможностях процессов холодного прессования / В. И. Гусинский // Разработка и исследование ОМД. ЭНИК-маш. – М. : Машиностроение, 1968. – Вып. 19. – С. 45–56.
122. Людвик П. Основы технологической механики / П. Людвик // Расчеты на прочность. – М. : Машиностроение, 1970. – Вып. 15. – С. 130–166.
123. Овчинников А. Г. Штамповка выдавливанием поковок с бочковыми отрезками и с фланцами / А. Г. Овчинников, О. Ф. Дрель,

И. С. Поляков // Кузнечно–штамповочное производство. – 1979. – № 4. – С. 10–13.

124. Богоявленский К. Н. Повышение качества деталей, получаемых холодным радиальным выдавливанием / К. Н. Богоявленский, И. С. Алиев // Современные технические и технологические методы повышения качества, надёжности и долговечности деталей машин. – Кишинёв : КПИ им. С. Лазо, 1976. – С. 208–213.

125. Алиев И. С. Повышение качества процессов холодного поперечного выдавливания / И. С. Алиев, Л. И. Девиченко, К. Д. Махмудов // Повышение точности в холоднштамповочном производстве. – Л.: ЛДНТП, 1981. – С. 50–55.

126. Алиева Л. И. Верхняя оценка силовых параметров при выдавливании инструментом с криволинейным профилем / Л. И. Алиева, Р. С. Борисов, А. И. Лобанов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ. : ДДМА, 2004. – С. 340–344.

127. Алиев И. С. Формоизменение заготовок при боковом выдавливании / И. С. Алиев, Р. С. Борисов, С. А. Ковляшенко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ. : ДДМА, 2003. – С. 111–113.

128. Алиев И. С. Технологические процессы выдавливания с раздочей / И. С. Алиев, О. В. Чучин, А. А. Носаков // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ. : ДДМА, 2003. – С. 328–334.

129. Носаков А. А. Технологические возможности комбинированного обратно-поперечного выдавливания в подвижных матрицах / А. А. Носаков, В. М. Гридасов, Г. А. Гамзатов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ. : ДДМА, 2002. – С. 348–351.

130. Алиев И. С. Формоизменение при радиально-прямом выдавливании на оправке / И. С. Алиев, Л. И. Алиева, Я. Г. Жбанков // Обработка металлов давлением. – Краматорськ. : ДГМА. - 2008. - №1(19). – С. 171–176.

131. Алиев И. С. Теоретический анализ процесса комбинированного радиально-обратного выдавливания / И. С. Алиев,

- М. С. Грудкина // Обработка металлов давлением. – Краматорськ. : ДГМА. – 2008. – №1(19). – С. 55–60.
132. Оленин Л. Д. К выбору оптимального варианта получения заготовок под точную объёмную штамповку / Л. Д. Оленин // Повышение точности и качества при штамповке. – М. : МДНТП, 1975. – С. 72–79.
133. Быков А. И. Опыт внедрения и перспективы развития процессов холодной объёмной штамповки в автомобилестроении / А. И. Быков, А. И. Митькин. – М. : НИИНАвтопром. – 1980. – № 2. – С. 3–8.
134. Алиев И. С. Формообразование фланцев при холодном выдавливании осесимметричных деталей / И. С. Алиев, Л. И. Алиева, С. В. Мартынов, И. Г. Савчинский // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ. : ДДМА, 2007. – С. 221–225.
135. Одностороннее и двухстороннее выдавливание деталей из трубных заготовок / [К. А. Кирсанов, В. А. Зимин, Е. А. Ревтова и др.] // Кузнечно-штамповочное производство. – 1979. – № 9. – С. 7–9.
136. Пшенишнюк А. С. Оптимизация энергетических затрат при штамповке обкатыванием / А. С. Пшенишнюк // Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва : зб. наук. пр. – К. : НТУУ «КПІ», 1998. – Т. II. – С. 343–348.
137. Pshenisnyuk A. S. Critical forming force in rotary forging and the application of tungsten carbide dies / A. S. Pshenisnyuk, J. V. Hawkyard // Int.J.Mech.Sci. – 1999. – № 6. – P. 471–476.
138. Пшенишнюк А. С. Обобщённая оценка эффективности процесса и оборудования для штамповки обкатыванием / А. С. Пшенишнюк, Юй Чжйон // Сучасні проблеми сільськогосподарського машинобудування: зб. наук. пр. – Київ : Національний аграрний університет України, 1997. – том 1.
139. Алюшин Ю. А. Связь линий тока и скорости деформации в процессах развитого пластического формоизменения / Ю. А. Алюшин // Изв. вузов. – 1970. – № 8: Черная металлургия. – С. 71–74.
140. Кучеряев Б. В. К определению действительных функций тока и функций напряжений при решении задач теории вязкопластических

течений / Б. В. Кучеряев // Пластическая деформация легких и специальных сплавов. – М. : Металлургия, 1982. – Вып 2. – С. 27–37.

141. Кузьменко В. И. Решение на ЭВМ задач пластического деформирования / В. И. Кузьменко, В. Ф. Балакин. – Киев : Техника, 1990. – 136 с.

142. Шебейк А. Решение на ЦВМ методом визиопластичности задачи осесимметричного прессования через матрицу с криволинейной образующей / А. Шебейк // Труды американского общества инженеров-механиков. – 1972. – № 2 : Конструирование и технология машиностроения. – С. 273–279.

143. Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа / Л. Г. Лойцянский. – М. : Наука, 1987. – 840 с.

144. Завьялов Ю. С. Методы сплайн – функций / Ю. С. Завьялов, Б. И. Квасов, В. Л. Мирошниченко. – М. : Наука, 1980. – 352 с.

145. Суворов И. К. Обработка металлов давлением / И. К. Суворов. – М. : Высш. шк., 1973. – 381 с.

146. Рвачёв М. А. Система «Поле–ТДТ» для решения краевых задач механики твёрдого деформируемого тела на базе метода R-функций / М. А. Рвачёв, В. Д. Покрас, Д. В. Сахаров // Математическое моделирование технологических процессов обработки металлов: тез. науч.-техн. конф. – Пермь, 1987. – С. 96–97.

147. Визначення кінематичних характеристик пластичної деформації пористих тіл / [І. О. Сивак, А. Я. Мисловський, Р. І. Сивак, С. М. Шестаков] // Реологічні моделі та процеси деформування пористих і композиційних матеріалів: матеріали міжнародного семінару. – Луцьк: Інститут проблем матеріалознавства НАН України. – 1999. – С. 33–36.

148. Огородніков В. А. Моделювання процесів немонотонної пластичної деформації / В. А. Огородніков, І. О. Сивак, Р. І. Сивак // Контроль і управління в складних системах (КУСС–99) : книга за матеріалами п'ятої міжнародної науково–технічної конференції. – Вінниця : ВДТУ, 1999. – Том 1. – С. 195–197.

149. Хван Д. В. Исследование деформационной анизотропии металлов при немонотонном пластическом деформировании в условиях линейного напряжённого состояния / Д. В. Хван, О. А. Розенберг, Ю. А. Цеханов // Проблемы прочности. – 1990. – № 12. – С. 53–56.



150. Хван Д. В. Экспериментальная механика конечных деформаций / Д. В. Хван, Ф. Х. Томилов, В. И. Корольков. – Воронеж : Изд-во «ЭЛИСТ», 1996. – 248 с.

151. Ренне И. П. Методика построения диаграммы пластичности путем испытания цилиндрических образцов в условиях совместного кручения и растяжения / И. П. Ренне, В. А. Огородников, В. Г. Нахайчук // Проблемы прочности. – 1976. – № 6. – С. 142–145.

152. Пахотин К. К. Расчет фактического сопротивления сдвигу по результатам испытания упрочняющихся материалов на кручение / К. К. Пахотин, Л. М. Седоков // Известия Томского политехнического института им. С. М. Кирова, 1975. – Т. 241. – С. 23–27.

153. Сивак Р. І. Пластичність пористих тіл при комбінованому видавлюванні / Р. І. Сивак // Реологічні моделі та процеси деформування пористих і композиційних матеріалів: матеріали міжнародного семінару. – Луцьк : Інститут проблем матеріалознавства НАН України. – 1999. – С. 31–33.

154. Ресурс пластичности заготовок при последовательных операциях пластического формоизменения / [И. О. Сивак, В. А. Огородников, Р. И. Сивак, А. Я. Мысловский] // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ : Донбаська державна машинобудівна академія, 2000. – С. 29–33.

155. Влияние геометрии траектории деформации на пластичность / [И. О. Сивак, В. А. Огородников, Р. И. Сивак, В. Т. Ивацко] // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії. – Краматорськ : Донбаська державна машинобудівна академія, 1999. – С. 5–8.

156. Сивак И. О. Деформируемость заготовок при радиальном выдавливании с контурной осадкой / И. О. Сивак, Р. И. Сивак, И. С. Алиев // Механика деформируемого твёрдого тела и обработка металлов давлением. – Тула : Тульский государственный университет, 2000. – С. 278–284.

157. Контактные напряжения при холодном деформировании пористых заготовок / [В. А. Огородников, И. О. Сивак, В. Т. Ивацко, Р. И. Сивак] // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск :

Донбасская государственная машиностроительная академия, 1998. – Вып. № 4. – С. 240–245.

158. Сивак И. О. Поверхность предельной пластичности / И. О. Сивак // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: – Краматорськ: Донбаська державна машинобудівна академія, 1999. – С. 9–15.

159. Сивак І. О. Оцінка деформовності пористих тіл / І. О. Сивак // Реологічні моделі та процеси деформування пористих і композиційних матеріалів: матеріали міжнародного семінару. – Луцьк. – 1999. – С. 37–40.

160. Алиев И. С. Пластичность металла при многократной холодной деформации с промежуточными отжигами / И. С. Алиев, И. О. Сивак, Р. И. Сивак // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск: Донбасская государственная машиностроительная академия, 1998. – Вып. № 4. – С. 203–207.

161. Оценка использованного ресурса пластичности при комбинированном выдавливании с промежуточными отжигами / [И. О. Сивак, В. А. Огородников, Р. И. Сивак, И. С. Алиев] // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ–Слов'янськ: Донбаська державна машинобудівна академія, 2000. – С. 165–167.

162. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М.: Металлургия, 1984. – 144 с.

163. Оцінка деформовності пористої кільцевої заготовки під час осадки в закритому штампі / [В. А. Огородніков, І. О. Сивак, В. Т. Ивацько, Р. І. Сивак] // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 1999. – № 1(22). – С. 65–69.

164. The Determination of Prouisity Functions for Sintering Powder Materials / [I. O. Sivack, D. V. Sakharov, T. I. Babjuck, R. I. Sivack] // Optimum Technologies, Technologic Systems and Materials in the Machines Building Field, 1998. – TSTM-4. – P. 170–175.

165. О критериях разрушения пористых материалов / [В. А. Огородников, И. О. Сивак, В. Т. Ивацько, Р. И. Сивак] // Вибрації в техніке і технологіях. – 1998. – № 1(5). – С. 63–66.

166. Ивацко В. Т. Моделирование процессов холодного деформирования пористых тел / В. Т. Ивацко, Р. И. Сивак // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск : Донбасская государственная машиностроительная академия, 1998. – Вып. № 4. – С. 262–264.

167. Сивак І. О. Оцінка деформовності пористих тіл при обробці тиском / І. О. Сивак // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 1994. – № 1(2). – С. 79–82.

168. Сивак И. О. Пластичность металла при плоском напряжённом состоянии / И. О. Сивак // Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск, 1998. – вып. 4. – С. 254–257.

169. Петросян Г. Л. Формирование пористых труб и стержней / Г. Л. Петросян // Докл. АН АрмССР. – 1977. – № 3. – С. 176–181.

170. Петросян Г. Л. Исследование процесса выдавливания спечённого пористого материала через коническую матрицу / Г. Л. Петросян, Г. В. Мусаелян, Х. Л. Петросян // Порошковая металлургия. – 1985. – № 3. – С. 19–23.

171. Упруго–пластическое деформирование спечённых пористых материалов в процессах обработки давлением / [В. М. Горохов, Е. А. Дорошкевич, Е. В. Звонарёв и др.] // Порошковая металлургия. – 1992. – № 6. – С. 69 – 75.

172. Теоретическое исследование процесса холодного выдавливания прутков из непластифицированных металлических порошков / [А. В. Степаненко, Л. А. Исаевич, А. А. Веремчук, Т. А. Медведева] // Порошковая металлургия. – 1987. – № 5. – С. 6–10. (1987. – № 6. – С. 12–15; 1987. – № 7. – С. 6–11).

173. Гун Г. Я. Комплексная математическая модель процессов пластического течения сжимаемых материалов / Г. Я. Гун, А. Я. Гун, В. Н. Гудков // Порошковая металлургия. – 1996. – № 5. – С. 18–24.

174. Березовский Б. Н. Деформированное состояние при осаживании шара и цилиндра на плоских плитах и в штампах / Б. Н. Березовский, В. Е. Логинов, Г. С. Котлов // Изв. вузов. – 1985. – № 4: Чёрная металлургия. – С. 66–71.

175. Степаненко Н. А. Моделирование деформированного состояния металла при ковке круглых валов в вырезных бойках /

Н. А. Степаненко // Кузнечно–штамповочное производство. – 1986. – № 5. – С. 13–15.

176. Унксов Е. П. Методы моделирования процессов обработки давлением / Е. П. Унксов // Кузнечно–штамповочное производство. – 1975. – № 4. – С. 1–5.

177. Шебейк А. Применение сверхпластичного эвтектического сплава свинец–олово для изучения процесса горячего прессования / А. Шебейк, А. Вирани // Труды американского общества инженеров–механиков. – 1972. – № 4 : Конструирование и технология машиностроения. – С. 99–105.

178. Sivas I. O. The evaluation of Deformability of the Porous Bodeis / I. O. Sivas // The Bulletin of Polytechnic Institute of Iassy. XLII(XLVI). – 1996. – № 3–4. – P. 607–611.

179. Огородников В. А. Влияние гидростатического давления на пластичность металлов / В. А. Огородников // Физика и техника высоких давлений. – 2007. – № 2, Том 17. – С. 7–10.

180. T. Wierzborski, Y. Bao, Y–W. Lee, Y. Bai, Int. J. Mech. Sci. 47, 719. – 2005.

181. T. Wierzborski, L. Xue, Impact and Crashworthiness Lab Report. – № 136. – 2005.

182. Огородников В. А. Приложение теории деформируемости к решению задач механики формирования внутреннего шлицевого профиля обжатием на оправке / В. А. Огородников, О. В. Нахайчук, В. И. Музычук // Прогрессивные технологии и оборудование кузнечно–штамповочного производства : сб. – Москва : МГТУ «МАМИ», 2003. – С. 66–75

*Наукове видання*

**Сивак Роман Іванович  
Огородніков Віталій Антонович**

## **ХОЛОДНЕ КОМБІНОВАНЕ ВИДАВЛЮВАННЯ**

Монографія

Редактор Н. Мазур

Оригінал-макет підготовлено Р. Сиваком

Підписано до друку 3.02.2011 р.  
Формат 29,7×42¼ Папір офсетний.  
Гарнітура Times New Roman.  
Друк різнографічний. Ум. друк. арк. 10,39  
Наклад 100 прим. Зам № 2011-031

Вінницький національний технічний університет,  
КІВЦ ВНТУ,

21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95,  
ВНТУ, ГНК, к. 114.  
Тел. (0432) 59-85-32

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи  
серія ДК № 3516 від 01.07.2009 р.

Віддруковано у Вінницькому національному технічному університеті,  
в комп'ютерному інформаційно-видавничому центрі,

21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95,  
ВНТУ, ГНК, к. 114.  
Тел. (0432) 59-81-59

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи  
серія ДК № 3516 від 01.07.2009 р.