

**Міністерство освіти і науки України
ВІННИЦЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ АГРАРНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

Р. І. Сивак, В. А. Огородніков, Т. Ф. Архіпова

**НЕМОНОТОННА ПЛАСТИЧНА ДЕФОРМАЦІЯ
В ПРОЦЕСАХ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ**

Монографія

Вінниця
ВНАУ
2022

УДК 621.77
ББК 34.5
С34

Рекомендовано до друку Вченою радою Вінницького національного аграрного університету Міністерства освіти і науки України (протокол № 13 від 28.07.2022 р.)

Рецензенти:

В. І. Кравчук, доктор технічних наук, професор, академік Національної академії аграрних наук України
О. В. Грушко, доктор технічних наук, професор
В. А. Матвійчук, доктор технічних наук, професор

Р. І. Сивак, **В. А. Огородніков**, **Т. Ф. Архіпова**

Немонотонна пластична деформація в процесах обробки металів тиском.
– Вінниця: ВНАУ, 2022. – 202 с.

ISBN 978-617-7230-46-7

Розглядаються питання технологічної механіки в процесах обробки металів тиском, що характеризуються немонотонністю пластичної деформації. На основі огляду методів оцінки пластичності матеріалів в умовах складного навантаження проведено аналіз шляхів удосконалення процесів холодної обробки металів тиском. Наведено аналіз методів оцінки деформовності металів та сплавів в процесах обробки тиском. Зазначено, що феноменологічна теорія деформовності, в основу якої покладена гіпотеза про тензорний характер накопичення пошкоджень, є однією із теорій, яка дозволяє достовірно оцінити величину використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні. Для отримання оцінки напружено-деформованого стану при немонотонному навантаженні розглядається можливість застосування розрахункового апарату на основі моделі анізотропно зміцнюваного тіла.

УДК 621.77
ББК 34.5

ISBN 978-617-7230-46-7

©Р. Сивак, 2022
©ТОВ «Меркьюрі-Поділля», 2022

ЗМІСТ

Вступ.....	5
1. Теоретичні дослідження механіки немонотонного пластичного деформування та інноваційні технології пластичного формозмінення із застосуванням немонотонного навантаження.....	7
1.1. Оцінка пластичності металів при складному навантаженні.....	7
1.2. Вплив немонотонності пластичної деформації на механічні властивості металів.....	20
1.3. Деформаційна анізотропія металів при немонотонному пластичному деформуванні.....	27
1.4. Технологічні задачі оцінки пластичності металів при складному навантаженні.....	32
1.5. Вплив пластичної деформації при складному навантаженні на технологічну спадковість.....	38
1.6. Зміцнення металів при немонотонному пластичному деформуванні.....	44
2. Підвищення пластичності металів при складному пластичному деформуванні.....	56
2.1. Вплив кривизни траєкторій деформування часток в об'ємі матеріалу при обробці тиском на його пластичність в умовах складного навантаження.....	56
2.2. Ресурс пластичності заготовок при послідовних операціях пластичного формозмінення.....	68
2.3. Контактні напруження при холодному деформуванні пористих заготовок. Оцінка пластичності при прямому видавлюванні пористої заготовки.....	73
2.4. Оцінка пластичності пористої заготовки при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою і при використанні гідростатичного тиску.....	83
2.5. Деформовність заготовок при радіальному видавлюванні з протитиском.....	91
2.6. Накопичення пошкоджень при поверхневому пластичному деформуванні.....	99
3. Деформаційне зміцнення металів.....	110
3.1. Напружено-деформований стан в осередку деформації при поверхневому пластичному деформуванні.....	110
3.2. Зміцнення проволочки поверхневим пластичним деформуванням.....	114

3.3. Пластичність матеріалу поверхневого шару при поверхневому пластичному деформуванні.....	118
3.4. Деформаційне зміцнення заготовок бандажних кілець турбогенератора.....	121
4. Прогнозування технологічної спадковості в сучасних технологіях обробки тиском.....	128
4.1. Вплив акустичних коливань на механічні характеристики сталі.....	129
4.2. Покращання механічних характеристик проволочи шляхом віброобробки. Вібраційно-відцентрова установка для зміцнення проволочи.....	133
4.3. Вплив геометрії матриць на використаний ресурс пластичності при видавлюванні осесиметричних заготовок.....	138
4.4. Деформовність заготовок в процесі закатування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса.....	146
4.5. Оцінка впливу немонотонності навантаження на пластичність деформованого металу.....	153
4.6. Застосування проміжних відпалів для підвищення несучої здатності деталей одержуваних обробкою тиском.....	158
5. Оцінка напружено-деформованого стану та деформовності заготовок в процесах холодного комбінованого видавлювання.....	165
5.1. Деформовність заготовок при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою.....	165
5.2. Дослідження напружено-деформованого стану при виготовленні порожнистих виробів типу «стакан».....	171
5.3. Оцінка деформовності металу при виготовленні деталей з фланцем.....	175
5.4. Оцінка використаного ресурсу пластичності металу при ротаційній витяжці конічних заготовок.....	182
Висновки.....	186
Список використаних джерел.....	191

ВСТУП

Сучасний розвиток техніки в Україні та за кордоном потребує удосконалення існуючих, розробки та впровадження нових технологій, які забезпечують збереження матеріальних, трудових, енергетичних та екологічних ресурсів. В металообробній промисловості ресурсозбереження забезпечується широким впровадженням методів холодного об'ємного штампування, які дозволяють підвищувати механічні властивості здеформованого металу, отримувати вироби з високою точністю та необхідною технологічною спадковістю. Можливість формування сприятливої для роботи виробів макроструктури, деформаційного зміцнення та допустимого рівня пошкодженості здеформованого металу дозволяють в багатьох випадках замінити дорогі марки сталей на більш дешеві без зміни службових властивостей виробів.

Однак методи теоретичного розв'язку об'ємних задач, особливо при наявності немонотонності навантаження, розвинуті недостатньо для їх практичного використання при розробці та удосконаленні технологій. Істотним фактором також є тенденція переходу до більш жорстких вимог до точності визначення напружено-деформованого стану, оскільки прогнозування механічних властивостей здеформованого металу і рівень його пошкодженості можуть бути достовірно визначені тільки при відомій історії розвитку процесу пластичної деформації в кожній точці металу. Наявність немонотонного навантаження значно ускладнює розрахунки напружень та граничних деформацій.

В існуючих роботах недостатньо обґрунтовані фізичні рівняння, які використовують для розрахунку компонент тензора пошкоджень та напружень при немонотонному навантаженні. Крім того, для використання відомих рівнянь необхідна незалежно отримана інформація про кінематику пластичної течії металу. Невирішена низка питань, пов'язаних з визначенням відповідних механічних властивостей та структури функцій матеріалу, які необхідні для розрахунків напружено-деформованого стану та величини використаного ресурсу пластичності при немонотонному деформуванні в умовах об'ємного напруженого стану.

Розробка нових, більш досконалих методів розрахунків напружено-деформованого стану та оцінки деформованості заготовок при холодному об'ємному штампуванні в умовах немонотонного навантаження має важливе значення для створення конкурентоспроможного виробництва та відродження промислового потенціалу України. Тому тема дисертації, спрямована на розв'язок важливої науково-технічної задачі є актуальною.

У зв'язку з цим необхідна розробка фізичних основ та розрахункових методів визначення комплексного впливу основних параметрів процесів холодного об'ємного штампування та законів їх зміни на фізико-механічні властивості матеріалу заготовок та їх технологічну спадковість. Також необхідно визначити закономірності формування напружено-деформованого

стану, особливості пластичної течії та процесів накопичення пошкоджень при немонотонному навантаженні в умовах об'ємного напруженого стану

Для досягнення поставленої мети необхідний аналіз існуючих та отримання нових більш точних фізичних рівнянь, що дозволять підвищити достовірність розрахунків напружено-деформованого стану для процесів немонотонного навантаження в умовах об'ємного напруженого стану. Також необхідно розробити нові та вдосконалити існуючі методи експериментальних досліджень впливу фізико-механічних властивостей, схеми напруженого стану та немонотонності навантаження на пластичність металів, розробити модель процесу накопичення пошкоджень при немонотонному деформуванні в умовах об'ємного напруженого стану, розробити методи оцінки ресурсу пластичності при складному та немонотонному навантаженні в умовах об'ємного напруженого стану. На основі розв'язку наведених вище задач розробити методи проектування ресурсозберігаючих конкурентоспроможних технологічних процесів холодного об'ємного штампування.

Висвітлені теоретичні дослідження пластичності металів ґрунтуються на законах і методах механіки суцільного середовища, математичної та прикладної теорії пластичності. Для дослідження процесів пластичної деформації використовувались аналітичні, числові, експериментально-розрахункові методи. Експериментальні дослідження проводились із застосуванням сучасних приладів, спеціально розроблених пристроїв, оснащення та стандартного обладнання.

1. Теоретичні дослідження механіки немонотонного пластичного деформування та інноваційні технології пластичного формозмінення із застосуванням немонотонного навантаження

1.1. Оцінка пластичності металів при складному навантаженні

Методи оцінки деформовності металів в процесах обробки тиском базуються на феноменологічній теорії деформовності. Перевага феноменологічній теорії деформовності перед іншими теоріями руйнування полягає в тому, що вона враховує вплив історії навантаження на інтенсивність накопичення пошкоджень. Теорія деформовності також дозволяє раціонально використати залишковий ресурс пластичності за рахунок кількісної оцінки впливу параметрів технологічного процесу на ймовірність руйнування.

В окремих випадках пластична деформація може приводити до заліковування дефектів. Інтенсивність накопичення пошкоджень в металі може бути значно понижена, якщо змінювати характер навантаження, наприклад, при знакозмінній деформації [1-7]. В цьому випадку зменшення інтенсивності накопичення пошкоджень може бути зумовлено виникненням нових смуг ковзання при зміні знака напружень.

При пластичній деформації пористих тіл одночасно протікають як процеси пластичного розпушення, так і процеси заліковування пор. Це робить механізм накопичення пошкоджень в процесах пластичної обробки пористих тіл більш складним. Пори сповільнюють процеси створення небезпечних скупчень дислокацій в осередку деформації, оскільки вони є стоками для дислокацій. Тому пори, в деякій мірі, сприяють підвищенню величини пластичної деформації пористих тіл.

Експериментально встановлено, що дефекти, які з'являються при значеннях використаного ресурсу пластичності більших 0.3...0.4 не заліковуються відпалом. В результаті погіршуються фізико-механічні властивості і експлуатаційні характеристики виробів. Тому проблема визначення використаного ресурсу пластичності для отримання готових виробів шляхом пластичної деформації без мікротріщин, а також для надання виробам надійних експлуатаційних характеристик є актуальною. Також важливим залишається питання удосконалення технологічних процесів для отримання мінімальних величин використаного ресурсу пластичності і його раціонального розподілу по об'єму заготовки, що деформується. Достовірний розв'язок низки таких задач дозволяють отримати критерії руйнування, які базуються на феноменологічній теорії деформовності. Однак практика показує, що не завжди ці критерії дають задовільні результати. Тому розв'язок проблеми подальшого розвитку теорії деформовності і розробки на цій основі нових критеріїв, дасть можливість обгрунтовано вибрати найбільш надійні і прості для даного технологічного процесу методи оцінки використаного ресурсу пластичності.

Сучасна теорія деформовності базується на гіпотезі про залежність пластичності від схеми напруженого стану. В роботах науковців [8, 9] показано,

що залежність пластичності від схеми напруженого стану характеризується, як мінімум, двома показниками напруженого стану. Такий підхід дозволив отримати позитивні результати при розробці ряду процесів обробки тиском, які реалізуються в умовах об'ємного напруженого стану.

У випадку оцінки деформовності металів при немонотонному навантаженні пошкодження, як функціонал трьохмірних тензорів напружень і деформацій, може бути тільки трьохмірним тензором або сукупністю тензорів певних порядків. В роботі [2] вперше використано підхід для практичних розрахунків деформовності металів при немонотонному навантаженні. Цей підхід отримав подальший розвиток в роботах інших науковців [10-12].

Механізм накопичення пошкоджень при немонотонному навантаженні практично не досліджений. В основу феноменологічної теорії покладена гіпотеза про тензорний характер накопичення пошкоджень. Тому це єдина теорія, яка дозволяє оцінити величину використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні.

Для оцінки деформуєміст заготовок необхідна достовірна інформація про історію деформування кожної матеріальної частинки в об'ємі заготовки. Таку інформацію можна отримати тільки після розв'язку крайової задачі теорії пластичності. Методи розрахунків напружено-деформованого стану в пластичній області отримали розвиток в роботах [13-33].

Сучасні методи визначення використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні базуються на критеріях, які враховують тензорний характер пошкоджень. Але при цьому не враховується деформаційна анізотропія, яка має місце при немонотонній деформації.

В даний час залишається актуальним дослідження деформуєміст пористих тіл. Наукові основи механіки пластичної деформації пористих тіл створені в роботах [34-36]. Методи оцінки ймовірності руйнування при пластичній деформації пористих тіл створені в роботах [37-43].

Однією із задач теорії пластичності є оцінка рівня пошкодженості металів, їх заліковування і пов'язана з цим проблема оцінки граничного формозмінення.

Розроблені на основі теоретичних і експериментальних досліджень процесу пластичної деформації моделі використовуються для удосконалення і керування процесом пластичного формозмінення. Математичні моделі повинні враховувати взаємодію металу заготовки, що деформується, з інструментом, описувати структурно-чутливі властивості матеріалів, від зміни яких залежить механізм зміцнювання і знеміцнювання металу, що деформується, процес накопичування та заліковування пошкоджень і, як результат, ефективність процесу формозмінення та якість готового виробу.

Задача вибору оптимальних умов пластичної деформації розв'язується за допомогою технологічної механіки, яка є основним теоретичним напрямком [2-5]. В роботах [44-46] процес руйнування при пластичній деформації розглядається з точки зору фізики твердого тіла. Але для кількісної оцінки ймовірності руйнування в реальних процесах обробки тиском використовувати результати досліджень фізики твердого тіла поки що неможливо. Тому широке

поширення отримали феноменологічні теорії, в основі яких лежить гіпотеза про залежність пластичності від історії навантаження [2-5]. При цьому історія навантаження певним способом задається в просторі напружень.

Під пластичністю будемо розуміти здатність металу змінювати свою форму без руйнування. При цьому руйнування це макроскопічне порушення суцільності. В якості міри пластичності будемо використовувати накопичену до моменту руйнування пластичну деформацію:

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\epsilon}_u d\tau, \quad (1.1)$$

де $\dot{\epsilon}_u$ - інтенсивність швидкостей деформацій;

t_p - час деформування до руйнування.

По аналогії з величиною e_p пластичність пористих матеріалів будемо характеризувати накопиченою до моменту руйнування пластичною деформацією матеріалу основи:

$$\Gamma_{op} = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}_0 d\tau, \quad (1.2)$$

де $\dot{\gamma}_0 = \sqrt{\frac{f_1(\theta)\dot{\gamma}^2}{1-\theta} + \frac{f_2(\theta)\dot{\epsilon}^2}{1-\theta}}$ - інтенсивність швидкостей

деформацій матеріалу основи,

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3}\delta_{ij}\dot{\epsilon}\right)\left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3}\dot{\epsilon}\delta_{ij}\right)} = \sqrt{\frac{3}{2}}\dot{\epsilon}_u \quad (1.4)$$

девіатора швидкостей деформацій,

θ - пористість,

$f_1(\theta)$, $f_2(\theta)$ - функції пористості, які залежать від гранулометричного складу порошку, умов пресування, спікання та ін.;

$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{ij}\delta_{ij}$ - швидкість відносної зміни об'єму;

$\dot{\epsilon}_{ij}$ - компоненти тензора швидкостей деформацій.

Оскільки матеріал при немонотонній деформації стає анізотропним, то вибір e_p та Γ_{op} в якості кількісної оцінки пластичності не є оптимальним. При визначенні міри пластичності по формулам (1.1) і (1.2) передбачається, що всі приращення деформацій рівноправні і роблять однаковий внесок в процес накопичення пошкоджень.

Напружений стан в точці будемо характеризувати показником напруженого стану

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} \quad (1.5)$$

де σ - середнє напруження,

σ_u - інтенсивність напружень.

I параметром Надаї-Лоде

$$\mu_{\sigma} = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (1.6)$$

де $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – головні напруження.

Навантаження будемо вважати простим, якщо $\eta = \text{const}$, $\mu_{\sigma} = \text{const}$. При простому навантаженні залежність пластичності від η і μ_{σ} однозначно описується діаграмою пластичності або поверхнею граничних деформацій. Ці залежності отримуються експериментально при простому навантаженні ($\eta = \text{const}$, $\mu_{\sigma} = \text{const}$) і є механічними характеристиками даного матеріалу. Вони відображають залежність пластичності даного металу від схеми напруженого стану, який задається показниками η і μ_{σ} .

При складному навантаженні показники η і μ_{σ} змінюються по довільним законам і залежність пластичності від схеми напруженого стану визначається шляхом використання критеріїв деформовності.

Основним фактором, який впливає на пластичність при холодній пластичній деформації є напружений стан і закон зміни напруженого стану в процесі навантаження. Критерії руйнування дозволяють отримати кількісну оцінку впливу напруженого стану на ймовірність руйнування. Руйнування будемо вважати появу макротріщини, що в результаті приводить до браку виробу.

Для оцінки граничного стану використовують критерії руйнування, в яких накладаються обмеження на напруження, а також критерії руйнування, в яких накладаються обмеження на деформації. Одним з критеріїв, в яких накладаються обмеження на напруження є, наприклад, критерій Шлейхера-Надаї [47]. Згідно цього критерія інтенсивність дотичних напружень T при руйнуванні є визначеною для даного матеріалу функцією середнього напруження σ

$$T = f(\sigma). \quad (1.7)$$

Із даної умови витікає, що гранична деформація ϵ_p для даного матеріалу не залежить від історії навантаження, якщо виходити із гіпотези єдиної кривої течії в координатах $\sigma_n - \epsilon_n$. Перевага критерію (1.7) в тому, що він одночасно враховує вплив інваріантів дотичних і нормальних напружень. Функція $f(\sigma)$ дозволяє отримати різні формули граничних поверхонь і більш достовірно описати ймовірність руйнування.

До критеріїв руйнування, в яких накладаються обмеження на напруження, також відноситься підхід Давиденкова-Фрідмана [48]. В цьому критерії враховується експериментально установлений факт, що при фіксованій температурі і швидкості навантаження руйнування має двоїстий характер. Тобто в залежності від умов навантаження один і той же матеріал може руйнуватися і шляхом відриву, і шляхом зсуву. З метою одночасного врахуванні дотичних і нормальних напружень Я. Б. Фрідман вводить показник

$$\alpha_1 = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_{\max}^{\text{прив.}}}, \quad (1.8)$$

де τ_{\max} - максимальне дотичне напруження,

$\sigma_{\max}^{\text{прив}}$ - максимальне значення приведенного нормального напруження розтягу, розрахованого по другій теорії міцності [48].
Тому формулу (1.8) можна переписати у вигляді

$$\alpha_1 = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2\sigma_1 - 2\mu(\sigma_2 + \sigma_3)},$$

де μ - коефіцієнт Пуасона.

Недоліком цього підходу є те, що теорія Я. Б. Фрідмана не враховує вплив історії навантаження на пластичність, а показник α_1 неоднозначно описує напружений стан.

Прикладом критеріїв руйнування, в яких накладаються обмеження на деформації може стати двопараметричний критерій руйнування. Згідно [49] умова локального руйнування у вершині тріщини має вид

$$\varepsilon_{\alpha,\beta}(r) = \left(\chi + \frac{1-\chi}{m} \right)^{\frac{1}{n}} = e_p \text{ при } r=r_c \quad (1.9)$$

де
$$m = \left[(1 + \alpha + \beta)^2 - 3(\alpha + \beta + \alpha\beta) \right]^{\frac{1}{2}},$$

n - показник ступеню деформаційного зміцнення,

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1}, \quad \beta = \frac{\sigma_3}{\sigma_1},$$

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ - головні напруження в межах пластичної зони перед тріщиною,
 χ - стала, яка враховує величину крихкості матеріалу,
 r_c - відстань від вершини тріщини.

Критерій (1.9) враховує вид напруженого стану в вершині тріщини, інтенсивність зміцнення, крихкість матеріалу, але практично не враховує вплив законів зміни показників напруженого стану α і β на величину граничної деформації e_p .

В практиці розрахунків процесів холодного штампування за кордоном часто використовують феноменологічний критерій Кокрофта-Летема [50], який має в різних модифікаціях як енергетичну так і деформаційну природу. Критерій Кокрофта-Летема є достатньо розповсюдженим і використовується в сучасних програмних системах і комплексах. Він базується на гіпотезі, що накопичення пошкоджень відбувається тільки тоді, коли хоча би одно із головних напружень є розтягуючим

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_p} \sigma_1^+ d\bar{\varepsilon}_p < C.$$

де $d\bar{\varepsilon}_p$ - прирощення накопиченої пластичної деформації,

C – певне граничне значення, якого досягає граничне значення питомої роботи максимального розтягуючого напруження σ_1^+ .

В подальшому в роботі [51] було нормалізовано перше головне напруження по інтенсивності напружень $\bar{\sigma}$ і перетворив критерій Кокрофта-Летема із енергетичного в деформаційний

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_p} \frac{\sigma_1^+}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon}_p < C_1.$$

Вперше на цей факт було звернено увагу в роботі [52], в якій запропоновано модифікований критерій Кокрофта-Летема-Оха

$$\psi = \sum_{k=1}^n \left\{ \frac{\int_{\bar{\varepsilon}_k}^{\bar{\varepsilon}_{k+1}} \frac{\sigma_1^+}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon}_p}{\left[\left(\frac{\sigma_1^+}{\bar{\sigma}} \right)_{cp} \bar{\varepsilon}_f \right]_k} \right\}.$$

де k – номер етапу деформування;

$\chi_{cp} = \left(\frac{\sigma_1^+}{\bar{\sigma}} \right)_{cp}$ - середнє значення нормалізованого першого головного

напруження на k -му етапі;

$\bar{\varepsilon}_f$ - гранична деформація при напруженому стані, який відповідає χ_{cp} для k -го етапу.

Руйнування в матеріальні точки прогнозується при $\psi=1$.

Перевагою цього критерію є простота його використання і мінімальна кількість даних про властивості матеріалу, необхідних для розрахунку. До суттєвих недоліків даного критерію належить віднести неврахування закону зміни напружено-деформованого стану в процесі деформування в процесах об'ємного штампування.

З огляду на сказане, особливу увагу належить звернути на деформаційні критерії, які знайшли широке застосування в Україні і за кордоном.

Одним із перших деформаційних критеріїв був критерій Г. А. Смірнова-Аляєва [53]

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)}, \tag{1.10}$$

де ψ - використаний ресурс пластичності, який при деформуванні без руйнування менше одиниці, а при руйнуванні $\psi=1$,

$e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$ - ступінь деформації,

$e_p(\eta)$ - діаграма пластичності.

Такий підхід в окремих випадках може привести до значних похибок, оскільки при оцінці величини граничної деформації по (1.10) історія деформування не враховується, а граничну деформацію e_p , при якій має місце

руйнування, визначають по діаграмі пластичності $e_p(\eta)$ по відомому значенню η .

Більш фундаментальне фізичне обґрунтування має критерій руйнування В. Л. Колмогорова [54]. При розробці цього критерію використано гіпотезу про пропорціональну залежність між інтенсивністю накопичення пошкоджень і природним ступеня деформації. Дана гіпотеза отримала експериментальне підтвердження для монотонного навантаження в роботах [55]. Умова руйнування по В. Л. Колмогорову записується в вигляді

$$\psi = \int_0^{t_p} B(\tau) \frac{\dot{\varepsilon}_u}{e_p(\eta(\tau))} d\tau = 1, \quad (1.11)$$

де $B(\tau)$ - величина, яка описує швидкість розвитку тріщин і їх заліковування при холодній пластичній деформації.

Оскільки в літературі не приводяться дані про коефіцієнт $B(\tau)$, використання критерію В. Л. Колмогорова в формі (1.11) практично неможливе. Якщо цей коефіцієнт прийняти рівним одиниці, то при простому навантаженні ($\eta = \text{const}$) критерій (1.11) співпадає з (1.10).

Критерій (1.11) аналогічний критерію О. А. Льюшина [55]

$$\int_0^{t_p} \frac{d\tau}{t_r(\sigma(\tau))} = 1, \quad (1.12)$$

де $t_r(\sigma)$ - час руйнування зразка в умовах повзучості (при сталому напруженні σ),

t_p - час деформування до руйнування.

Побудований на основі гіпотези про справедливості лінійного закону накопичення пошкоджень при повзучості критерій (1.12) не враховує впливу історії навантаження на інтенсивність накопичення пошкоджень.

Виходячи із гіпотези про нелінійний закон накопичення пошкоджень при пластичній деформації Г. Д. Дель, В. А. Огородніков і В. Г. Нахайчук, одержали критерій руйнування [56]

$$\psi = \int_0^{e_p} n \frac{e_u^{n-1}}{e_p(\eta)^n} de_u = 1, \quad (1.13)$$

де
$$n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u}. \quad (1.14)$$

Експериментальна перевірка [6] показала, що критерій (1.13) практично непридатний для шляхів деформування середньої і великої кривизни. Тому рівняння (1.14) було В. А. Огородніковим уточнено і замінено наступним [5]

$$n = 1 + a \cdot \arctg \frac{d\eta}{de_u}. \quad (1.15)$$

При $\eta = \text{const}$ $\left(\frac{d\eta}{de_u} = 0 \right)$ критерій (1.13) співпадає з (1.11). Але при

складному навантаженні похибка при розрахунках по критерію (1.11) перевищує 20% [5, 56]. Тому при складному монотонному навантаженні для оцінки ймовірності руйнування необхідно надати перевагу критерію (1.13), оскільки він враховує вплив історії навантаження, а також нелінійність залежності між прирощенням ступеня деформації e_u і густиною пошкоджень.

В роботах О. О. Розенберга [57] отримала подальший розвиток теорія деформовності, в основу якої покладена модель накопичення пошкоджень (1.13). Ці роботи присвячені оптимізації процесів деформуючого протягування та комбінованих процесів протяжки зі згином трубних заготовок. В більшості розглянутих схем формозмінення має місце плоский напружений стан, тому використання гіпотез, покладених в основу критерію (1.13) оправдано, оскільки вплив об'ємності напруженого стану незначний.

Механізм накопичення і заліковування дефектів у випадку немонотонного навантаження суттєво міняється [58]. Розглянуті вище критерії не можуть бути використані для оцінки пластичності в процесах з немонотонним навантаженням оскільки не враховують особливостей процесу накопичення пошкоджень при немонотонній деформації.

Виходячи із результатів експериментальних досліджень для кількісної оцінки впливу немонотонної деформації на пластичність С. Менсон [59], запропонував рівняння, яке описує залежність між числом циклів N і розмахом (амплітудою) пластичної деформації в циклі Δe_u

$$\Delta e_u N^{\frac{1}{a}} = c, \quad (1.16)$$

де a, c - сталі, які залежать від властивостей матеріалу.

А. А. Богатов [60] запропонував поділяти процес знакозмінного деформування використаний на n етапів і ресурс пластичності визначати підсумуванням. При цьому вважалось, що інтенсивність пластичного розпушення на будь-якому етапі знакозмінної деформації не залежить від попередньої деформації. Використаний запас пластичності на кожному i -му етапі визначається за формулою

$$\psi = \sum_{i=1}^n \int_0^{e_{ui}} \frac{ae_u^{a-1}}{e_p^a} de_u. \quad (1.17)$$

Виходячи із уявлень про степеневу залежність між накопиченою пластичною деформацією і пластичним розпушенням, підінтегральний вираз в формулі (1.17) було отримано раніше Г. Д. Делем та В. А. Огородніковим в роботі [56]. В залежності від фізико-механічних властивостей матеріалу і умов деформування величина a для жорстких схем напруженого стану $a=3$, а при усебічному стиску наближається до одиниці [60].

Умова (1.17) не враховує направленого характеру пошкоджень і не описує анізотропію пластичності деформованого металу, оскільки за межу

пластичності прийнята скалярна величина. Крім того, умова (1.17) не враховує вплив величин амплітуд деформацій при знакозмінному навантаженні, що приведе до помилок при розрахунку використаного ресурсу пластичності.

В зв'язку з цим набула розвитку тензорна модель накопичення пошкоджень при немонотонній деформації. Пошкодження можуть бути тільки трьохмірними тензорами або сукупністю тензорів певних порядків, оскільки вони є функціоналами трьохмірних тензорів напружень. Згідно О. А. Льюшина [55] процес накопичення пошкоджень описується симетричним тензором другого рангу. Ця ідея отримала розвиток в роботах Г. Д. Деля [2], В. М. Михалевича [7]. У названих роботах в якості міри пошкоджень прийнято другий інваріант девіатора пошкоджень ψ_{ij} . Цей інваріант будується як функціонал, який залежить від тензора прирощень деформацій, схеми напруженого стану і фізико-механічних властивостей матеріалу.

В роботі [2] Г. Д. Дель вважає, що руйнування з'являється тоді, коли якась функція інваріантів тензора ψ_{ij} досягає певного значення. Оскільки перший інваріант тензора ψ_{ij} дорівнює нулю, то нехтуючи впливом третього інваріанта, Г. Д. Дель записав умову руйнування у вигляді

$$\psi_{ij}\psi_{ij}=1. \quad (1.18)$$

де $\psi_{ij} = \int_0^{e_u} F(e_u^*, \eta, \mu_\sigma) \beta_{ij} de_u^*$ - компоненти тензора пошкоджень,

$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u}$ - компоненти направляючого тензора прирощень деформацій,

$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$ - показник напруженого стану,

μ_σ - параметр Надаї-Лоде,

$e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$ - ступінь деформації.

Згідно тензорно-лінійної моделі накопичення пошкоджень Г. Д. Деля компоненти тензора пошкоджень визначаються за формулою

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u^*} F(e_u, \eta, \mu) \beta_{ij} de_u, \quad (1.19)$$

де $F(e_u, \eta, \mu)$ - позитивна функція, яка визначається механічними властивостями матеріалу, $F = \frac{d\varphi}{de_u}$, а функція φ має вигляд

$$\varphi = (1-a) \frac{e_u}{e_p} + a \left(\frac{e_u}{e_p} \right)^2, \quad (1.20)$$

де a - коефіцієнт прийнятий рівним 0.5.

Узагальнивши розглянутий вище варіант лінійної моделі А. А. Мишуліним і В. М. Михалевичем [61] була розроблена тензорно-нелінійна модель накопичення пошкоджень. В роботі [61], виходячи із загального зв'язку між двома тензорами, одержано наступний вираз для компонент девіатора пошкоджень

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(A\beta_{ij} + B \left(\beta_{ik}\beta_{kj} - \frac{1}{3}\delta_{ij} \right) \right) de_u, \quad (1.21)$$

де А і В – функції, які залежать від умов навантаження і механічних властивостей матеріалу.

Якщо в межах окремих етапів деформація буде простою ($\beta_{ij}=\text{const}$), то вираз (1.21) прийме вид

$$\psi_{ij} = a\beta_{ij} + b \left(\beta_{ik}\beta_{kj} - \frac{1}{3}\delta_{ij} \right), \quad (1.22)$$

де а і b - первісні функції А і В, які виражаються через монотонно зростаючу функцію накопичення пошкодження

$$\varphi = (1 - c) \frac{e_u}{e_p} + c \left(\frac{e_u}{e_p} \right)^2. \quad (1.23)$$

В роботі [61] прийнято

$$A = \frac{da}{de_u}, \quad B = \frac{db}{de_u}, \quad a=(a_1-b_1)\varphi, \quad b=b_1\varphi,$$

де a_1, b_1 – коефіцієнти (величина b_1 враховує внесок нелінійного члена в (1.21), якщо прийняти $b_1=0$, то формула (1.21) переходить в (1.19)).

Відповідність лінійної і нелінійної моделі накопичення пошкоджень [2, 61] експериментальним дослідженням пластичності металів при двохетапному деформуванні представлена на рис. 1.1.

На рис. 1.1 ψ_1 і ψ_2 використаний ресурс пластичності відповідно на першому і другому етапах деформування. Із аналізу приведених на рисунку результатів витікає, що при двохетапному деформуванні обидва підходи задовільно описують експериментальні результати.

У випадку двохетапного деформування задовільне співпадання розрахункової моделі з експериментальними результатами пояснюється тим, що на кожному етапі мав місце лінійний або плоский напружений стан. Однак при об'ємному напруженому стані, значення граничної деформації e_p виявляються різними для схем, які характеризуються одним і тим же значенням показника напруженого стану η [10, 60].

Недоліком характерним для критеріїв, які описують немонотонне деформування, є те, що в їх основу покладена гіпотеза про залежність пластичності металів від схеми напруженого стану, яка описується діаграмою пластичності $e_p(\eta)$. В критеріях (1.19), (1.21) для апроксимації функцій пошкоджень, які є первісними підінтегральних виразів, також використана діаграма пластичності (1.20), (1.23).

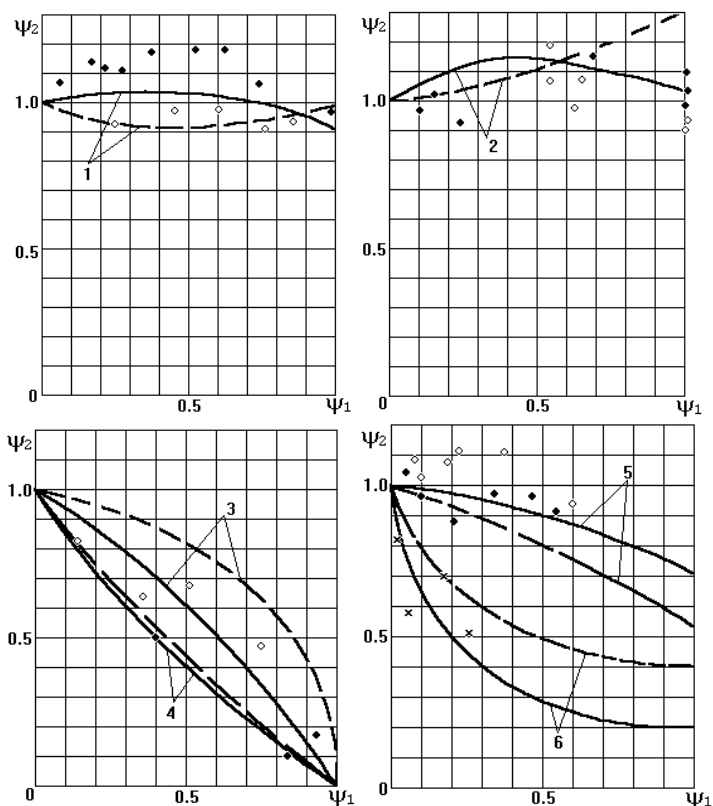


Рис. 1.1. Пластичність металів при двохетапному деформуванні
 - - - лінійна модель ($a=0.5$); ——— нелінійна модель. 1 - кручення-розкручування (\circ - 9ХС, \bullet - 45); 2 - розтяг-стиск, $\frac{\varepsilon_{p1}}{\varepsilon_{p2}}=0.25$ (\circ - 9ХС, \bullet - Р6М5); 3 - розтяг-кручення, $\frac{\varepsilon_{p1}}{\varepsilon_{p2}}=0.4$ (\circ - Р6М5); 4 - кручення-розтяг, $\frac{\varepsilon_{p1}}{\varepsilon_{p2}}=2.5$ (\bullet - Р6М5); 5 - осевий стиск - поперечний стиск, (\circ - 9ХС, \bullet - Р6М5); 6 - стиск-розтяг, $\frac{\varepsilon_{p1}}{\varepsilon_{p2}}=4$ (\times - 9ХС)

Це зумовлено тим, що явної залежності накопиченої до моменту руйнування деформації ε_p від показників η і μ_σ або інших еквівалентних їм безрозмірних характеристик напруженого стану в даний час не одержано.

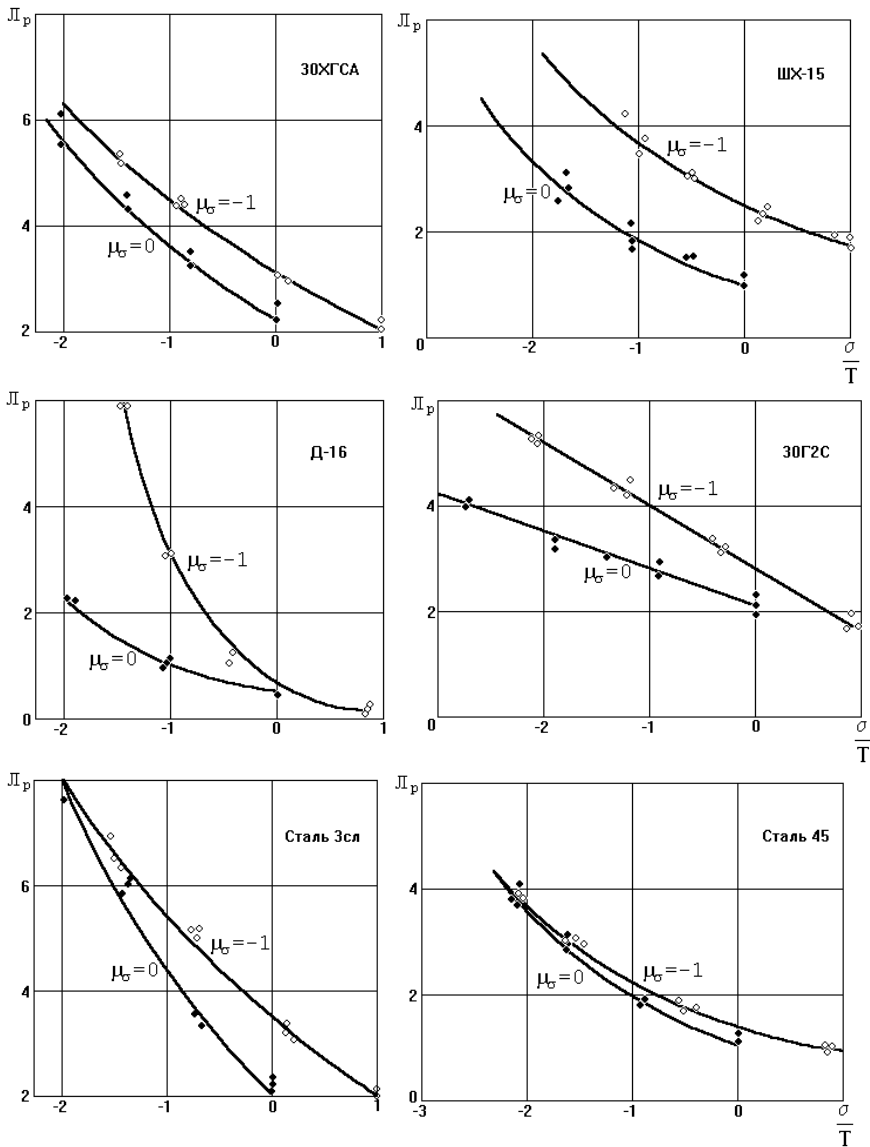


Рис.1.2. Діаграми пластичності при $\mu_\sigma = \text{const}$ [32]

Для кількісної оцінки впливу третього інваріанту тензора напружень $I_3(T_\sigma)$ на пластичність В. А. Огородніковим [10] вперше введено показник напруженого стану, який відрізняється від нуля тільки при об'ємному напруженому стані,

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}. \quad (1.24)$$

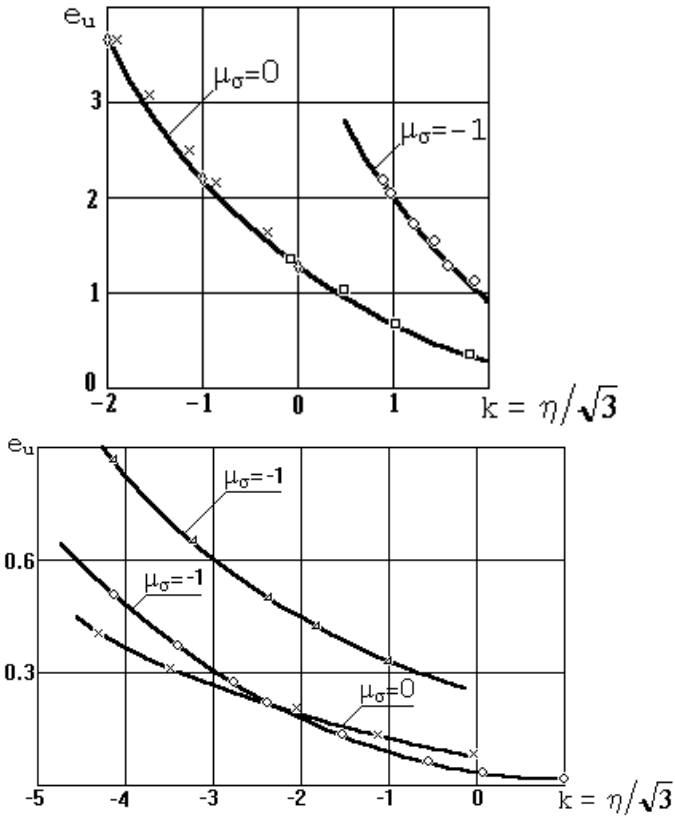


Рис.1.3. Діаграми граничної пластичності
 а - сталь 30Х, б - сплав АЛ15В; Δ , \times , \circ - дослідження суцільних зразків по програмах $q=\text{const}$; \diamond - кручення суцільних зразків по програмах $k=\text{const}$; \square - розтяг трубчатих зразків по програмах $q=\text{const}$

В якості другого показника напруженого стану в роботах [60] рекомендують використовувати параметр Надаї-Лоде для напружень μ_σ . На рис. 1.2 представлені експериментальні залежності e_p від η при фіксованих значеннях μ_σ одержані А. А. Богатовим [60], а на рис. 1.3 Ю. Г. Важенцевим [62].

Із приведених на рис. 1.2, 1.3 залежностей e_p від η і μ_σ витікає, що гранична деформація e_p при об'ємному напруженому стані залежить від двох

показників η і μ_s . Однак в загальних випадках складного навантаження в умовах об'ємного напруженого стану скористатись отриманими графічними залежностями для практичних розрахунків використаного ресурсу пластичності практично неможливо.

1.2. Вплив немонотонності пластичної деформації на механічні властивості металів

Холодна деформація призводить до зміни механічних властивостей металів і сплавів, зокрема до підвищення межі міцності і зниження відносного видовження. Необхідні значення цих величин в кожному конкретному випадку визначаються технічними вимогами на готову деталь. При обробці тиском напружено-деформований стан вкрай неоднорідний, що призводить до істотної відмінності механічних властивостей в різних точках деталі. Тому існує необхідність у створенні методики прогнозування механічних властивостей заготовки, яка дозволила б обґрунтовано підходити до вибору технологічних режимів процесу холодної немонотонної пластичної деформації. Вирішення цього завдання особливо актуальне для тих технологічних процесів, які спеціально призначені для поліпшення механічних властивостей вихідного матеріалу.

Сучасні методи розрахунку [63], засновані на кінцево-елементному моделюванні, дозволяють визначити напружено-деформований стан виробу в довільний момент технологічного процесу в будь-якій матеріальній точці, але не дають відповіді на питання, якою буде міцність і пластичність матеріалу після його обробки тиском. Для прогнозування механічних властивостей необхідно вміти розраховувати залишковий ресурс пластичності матеріалу. До теперішнього часу відсутня загальновізнана методика розрахунку пошкодженості матеріалу при холодній немонотонній пластичній деформації. Найбільшого поширення набули критерії Cockcroft-Latham [50], Johnson-Cook [64], Т. Wierzbicki [65], В. Л. Колмогорова [66], В. А. Огороднікова [5] і Г. Д. Деля [2]. Більшість критеріїв носять скалярний характер і базуються на інтегруванні накопиченої пластичної деформації по шляху деформування з урахуванням різних поправочних коефіцієнтів, що враховують схему напруженого стану, але не враховують можливу анізотропію накопичення пошкоджень. Однак експериментальні дані свідчать, що накопичення пошкоджень залежить від напрямку деформації, і при зміні її знака накопичені дефекти можуть частково заліковуватись. Наприклад, заготовку, що досягла руйнування при однорідному розтягу, потім можна піддавати стиску в тому ж напрямку без видимих порушень суцільності.

Цей факт враховується тензорним деформаційним критерієм Г. Д. Деля. Критерій пошкодженості Г. Д. Деля враховує анізотропію накопичення пошкоджень і залежить від кривини траєкторії деформацій в просторі деформацій, але критерій (1.13) практично непридатний для шляхів деформування середньої і великої кривизни. Тому він може бути використаний

для оцінки пошкодженості при холодній деформації зі складною історією навантаження, наприклад при радіальному куванні.

В роботі [67] запропонована методика прогнозування механічних властивостей заготовки за результатами кінцево-елементного моделювання холодної пластичної деформації, що базується на визначенні пошкодженості матеріалу по критерію Г. Д. Деля і її експериментальна перевірка для процесу радіального кування. Методика призначена для прогнозування границі міцності (тимчасового опору) матеріалу σ_v і відносного видовження при розриві δ . Вихідними даними для реалізації методики є крива зміцнення і діаграма пластичності матеріалу. Одним із етапів прогнозування механічних властивостей, який здійснюється розрахунковим шляхом, є визначення накопиченої деформації, пошкодженості по Г. Д. Делю, залишкового ресурсу пластичності матеріалу в матеріальні точці $\psi_{\text{зал}}=1-\psi$, а також прогнозування відносного видовження по моменту досягнення залишкового ресурсу пластичності при моделюванні експерименту на розтяг $\delta = \frac{\Delta l}{l_0}$ і прогнозування границі міцності як частки від ділення максимальної сили, досягнутої в віртуальному експерименті на початкову площу зразка $\sigma_s = \frac{P_{\text{max}}}{F_0}$.

Всі метали, що використовуються в техніці, при пластичному деформації в тій чи іншій мірі зміцнюються. Такий ефект підвищення міцності за рахунок пластичної деформації можна ефективно використовувати для підвищення несучої здатності багатьох елементів конструкцій. Наприклад в машинобудуванні широко використовується роликівка обкатка поверхонь валів [68, 69] з метою створення в них залишкових стискаючих напружень, які сприятливо впливають на підвищення втомної міцності. При цьому втомна міцність деталей підвищується на $\sim 20\%$, а втомна довговічність на $\sim 50\%$ [69], і тим самим збільшується несуча здатність пластично оброблених деталей.

Для певних технологічних операцій величину залишкових напружень визначають відповідно до теорему про розвантаження за формулою

$$\sigma_{\text{зал}} = \sigma - \sigma_{\text{роз}} \quad (1.25)$$

де σ - напруження, досягнуте при першому навантаженні відповідно до зміцнювальної обробки,

$\sigma_{\text{роз}}$ - напруження при розвантаженні, яке визначається при цьому відповідно до гіпотези про виконання закону Гука.

Тут слід зазначити, що залишкові напруження в деталях виникають після їх пластичного деформування і повного розвантаження тільки в разі реалізації в них при навантаженні неоднорідного напружено-деформованого стану.

Загальним недоліком багатьох технологічних операцій по зміцненню деталей є неможливість навантаження їх знакозмінним деформуванням. Робочі навантаження до зміцнених деталей прикладаються тільки в напрямку попереднього пружно пластичного деформування. При дії робочих навантажень в напрямку протилежному напрямку зміцнювальної обробки,

результуюче напруження буде більше номінального, і тим самим приведе до зменшення запасу міцності деталі.

Тут слід зазначити також, що в силу прояву ефекту Баушінгера в напрямку деформування протилежному напрямку пружно-пластичного навантаження (наприклад, стиск циліндричної заготовки після розтягу уздовж осі) умовна границя текучості матеріалу $\sigma_{0,2}$ (з допуском на пластичну відносну деформацію 0,2%) буде менше початкової границі текучості σ_T , що також позначиться на зниженні несучої здатності «зміщеної деталі».

У зв'язку з вище вказаним слід зазначити, що якщо зміщена пластичним деформуванням деталей повинна працювати в умовах реверсивного навантаження (розтяг - стиск - розтяг - і т. д.), то необхідно методом теорії пластичності скласти таку програму навантаження пластично зміцнюваної заготовки, щоб остання стала зміщеною з умовною межею текучості $\sigma_{0,2}$ більше σ_T . Задачу складання зазначеної програми можна успішно вирішити тільки на основі використання моделей зміцнюваних тіл.

Експериментальні дані показують, що зміцнення металу при розтягу знижує по абсолютній величині границю текучості при стиску, і навпаки. Це явище називають ефектом Баушінгера. Взагалі при пластичній деформації метали набувають властивостей анізотропії, тобто механічні характеристики спочатку ізотропних матеріалів, наприклад, як границя текучості, починають залежати від напрямку деформування. Ефект Баушінгера є наслідком придбаной за рахунок пластичної деформації анізотропії металів.

Таким чином для опису пластичного стану металів при їх деформації необхідно знати основні положення теорії пластичності.

Експериментальні дані свідчать, що об'ємна деформація металів в досить широкому діапазоні зміни тиску є пружною, тобто пластичні деформації не викликають зміни густини. У зв'язку з цим введене для розмежування пружного і пластичного деформування зміцнюваного матеріалу в загальному випадку напруженого стану поняття поверхні зміцнення або поверхні навантаження розглядають в шестивимірному просторі тензора напружень σ_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$) за допомогою рівняння

$$f(S_{ij}, q) = 0 \tag{1.26}$$

У це співвідношення, крім компонентів девіатора напружень S_{ij} і сталих для матеріалу механічних характеристик, входить ще й деяка міра зміцнення – q , в якості якої зазвичай приймають так званий параметр Удквіста (накопичена пластична деформація)

$$q = e_u = \int \sqrt{\frac{2d\varepsilon_{ij}d\varepsilon_{ij}}{3}} \tag{1.27}$$

або роботу пластичної деформації

$$q = W_p = \int \sigma_{ij}d\varepsilon_{ij} \tag{1.28}$$

де $d\varepsilon_{ij}$ - компоненти прирощень пластичних деформацій, а інтеграли беруться по всьому шляху деформування.

В даному випадку передбачається, що міра зміцнення повинна відображати накопичену пластичну деформацію.

Для зміцнюваних середовищ поверхня навантаження (1.26) змінюється в процесі пластичного деформування елемента тіла і характеризується наступними прийнятими властивостями:

1. У просторі напружень вона замкнута і опукла, а також не залежить від швидкості деформування

2. При пружному деформуванні та розвантаженні

$$f(S_{ij}, q) < 0; dq = 0; d\varepsilon_{ij} = 0.$$

3. При нейтральному навантаженні кінець вектора напружень в будь-який момент часу залишається на фіксованій поверхні навантаження і

$$d\varepsilon_{ij} = 0, df = 0.$$

4. При навантаженні прирощення напружень $\Delta \bar{\sigma}$ супроводжується прирощенням пластичної деформації і $df > 0$.

Рівняння пластичного стану отримують на основі асоційованого закону течії і рівняння (1.26), і записують в наступному вигляді

$$d\varepsilon_{ij} = d\lambda \frac{df}{dS_{ij}} \quad (1.29)$$

де $d\lambda$ - певний нескінченно малий скалярний множник.

Залежно від вибору закону зміни розмірів і форми поверхні навантаження (1.26), який є законом зміцнення, отримують різні моделі зміцнюваних тіл. Дві моделі, які в достатній мірі відповідають реальним властивостям більшості технічних металів при їх пластичній деформації - це ізотропні матеріали з ізотропним зміцненням і ізотропні матеріали з анізотропним зміцненням.

Якщо в процесі деформування і навантаження поверхня навантаження рівномірно (ізотропно) розширюється (рис. 1.4), то зміцнення називають ізотропним.

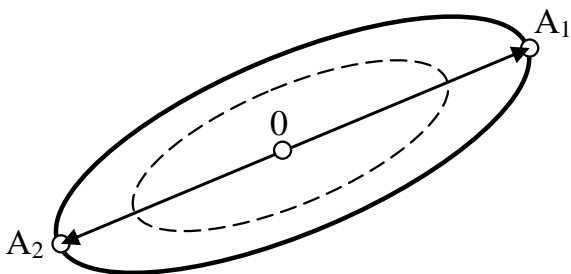


Рис. 1.4. Схема ізотропного зміцнення

В цьому випадку ефект Баушінгера не описується, оскільки при прямому (OA), зворотному (OA₁) навантаженні пластичні деформації виникають при напружених станах однієї і тієї ж інтенсивності. Рівняння поверхні навантаження (1.2) записують у вигляді

$$2f(S_{ij}, q) = S_{ij}S_{ij} - \frac{2}{3}\sigma_u^2(q) = 0. \quad (1.30)$$

де σ_u - інтенсивність напружень, що є підвищеною границею текучості.

Вибір умови зміцнення у вигляді співвідношення (1.30) рівнозначний гіпотезі про те, що інтенсивність напружень є функцією параметра Удквіста і не залежить від типу напруженого стану, тобто

$$\sigma_u = \sigma_u(q) \quad (1.31)$$

У просторі головних напружень $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ співвідношення (1.30) є круговим циліндром (циліндр Губера-Мізеса). В процесі навантаження радіус циліндра безперервно збільшується і відповідно до (1.31) його величина не залежить від історії деформування. Слідами циліндрів на девіаторні площині є кола з радіусом $\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_u$, найменше значення якого становить $\sqrt{\frac{2}{3}}\sigma_T$. При відсутності зміцнення поверхня навантаження збігається з поверхнею початку пластичності, і рівняння (1.6) є умовою пластичності Губера-Мізеса.

У декартовій системі координат x, y, z інтенсивність напружень визначають за формулою [136]

$$\sigma_u = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (1.32)$$

де $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ - компоненти тензора напружень

Для розв'язання задач процесів обробки металів тиском на основі розглянутої моделі необхідно крім певних констант матеріалів мати додаткову інформацію про криву течії (діаграми деформування) $\sigma_u = \sigma_u(\epsilon_u)$, яку можна побудувати за результатами випробування зразків на одноосний розтяг (стиск) або в умовах чистого (простого) зсуву. Використовуючи цю криву, визначають напружено-деформований стан при вирішенні різних задач механіки [3].

Розглянута модель зміцнюваного тіла не відображає деформаційну анізотропію, що є її істотним недоліком. У зв'язку з цим теорія пластичності ізотропно зміцнюваних тіл непридатна для кількісного опису процесів немонотонного пластичного деформування. Її можна використовувати лише в процесах обробки металів тиском при порівняно нескладних шляхах навантаження (без різких зломів і при відсутності значних змін в напрямку траєкторії навантаження).

Чимало особливостей поведінки матеріалів при складному навантаженні можна розглядати як прояв певного узагальненого ефекту Баушінгера. Для врахування цих особливостей необхідні відповідні моделі зміцнюваного тіла. Найбільш просте рівняння поверхні навантаження, що враховує деформаційну анізотропію, виходить, якщо виходити з припущення про жорстке зміцнення поверхні навантаження в напрямку деформування. В цьому випадку зміцнення називають трансляційним.

Прийнявши умову пластичності Губера-Мізеса, отримують рівняння поверхні навантаження (1.26) у вигляді

$$2f(S_{ij}, \alpha_{ij}, \sigma_T) = (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - \frac{2}{3}\sigma_T^2 = 0. \quad (1.33)$$

де σ_T - границя текучості матеріалу,

α_{ij} - координати центру поверхні навантаження (додаткові напруги), що змінюються при пластичній деформації і утворюють девіатор.

Характер розглянутого виду зміцнення в основному буде залежати від закону зміни девіатора α_{ij} .

А. Ю. Ішлінський [70] запропонував просту залежність

$$\alpha_{ij} = c\varepsilon_{ij}, \quad (1.34)$$

де c - стала матеріалу,

ε_{ij} - компоненти малих пружно-пластичних деформацій.

Як показала експериментальна перевірка [3], розглянута теорія пластичності з трансляційним зміцненням лише якісно описує явище деформаційної анізотропії. Дана теорія не описує з достатньою точністю властивості матеріалів при циклічному деформуванні, оскільки при повному циклі зміни деформації додаткові напруження α_{ij} за цими співвідношеннями будуть рівними нулю, що не узгоджується з експериментом.

Значно краща відповідність з експериментальними даними в області кінцевих пластичних деформацій досягається, якщо прийняти модель тіла, для якої поверхня навантаження зазнає жорсткий перенос і одночасно розширюється рівномірно у всіх напрямках при пластичному деформуванні. Рівняння (1.26) в цьому випадку може бути представлено у вигляді [3]

$$2f(S_{ij}, \alpha_{ij}, e_u) = (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - \frac{2}{3}\bar{\sigma}_u^2(e_u) = 0. \quad (1.35)$$

де $\bar{\sigma}_u$ - еквівалентне напруження, пов'язане з параметром зміцнення q (або e_u) єдиною для різних напружених станів і видів навантаження залежністю. Згідно асоційованого закону пластичної течії (1.29) можна записати рівняння стану для даної моделі зміцнюваного тіла у вигляді

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{3}{2} \frac{de_u}{\bar{\sigma}_u} (S_{ij} - \alpha_{ij}). \quad (1.36)$$

Діаграма деформування $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}_u(e)$ в рівняннях (1.35) і (1.36) є характеристикою матеріалу і встановлюється експериментально. Для цього, як правило, проводять випробування матеріалів на одноосний розтяг і подальший стиск або навики. Розглядаючи співвідношення (1.36) стосовно даному виду випробування, отримують [3]

$$\bar{\sigma}_u = \frac{1 + \beta(e_u)}{2} \sigma_u(e_u). \quad (1.37)$$

де $\beta(e_u) = \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma}$ відношення умовної границі текучості на стиск після розтягу зразка до накопиченої деформації e_u напруженням σ до останнього. Це відношення називається параметром, що характеризує ефект Баушінгера [3].

Запропоновано різні рівняння, що визначають девіатор α_{ij} .

За Ю. А. Кадашевичем і В. В. Новожиловим [71, 72] для малих пружно-пластичних деформацій

$$\alpha_{ij} = q(\alpha_0)\varepsilon_{ij}, \quad (1.38)$$

де $\alpha_0 = \sqrt{\frac{3\alpha_{ij}\alpha_{ij}}{2}}$ - інтенсивність додаткових напружень

Даний критерій зміцнюваного тіла, як і теорія А. Ю. Ішлінського, не описує з достатньою точністю реальні властивості більшості конструкційних металів при їх циклічному деформуванні.

У зв'язку з цим було запропоновано диференціальні залежності для прирощень $d\alpha_{ij}$. Так Р. А. Арутюнян і А. А. Вакуленко [73] запропонували замість (1.38) наступну залежність

$$d\alpha_{ij} = A(\sigma_u)\varepsilon_{ij}, \quad (1.39)$$

де $A(\sigma_u)$ - характеристика матеріалу, що визначається експериментально.

У роботах [74, 75] зроблена спроба поряд з розширенням і переміщенням поверхні навантаження врахувати поворот і зміну її форми.

У роботі [45] наводяться результати експериментальної перевірки розглянутих в роботі [46] теорій зміцнення, що свідчать про їх недостатню точність опису властивостей досліджуваних сталей при немонотонному деформуванні.

У роботах [1, 45] Г. Бакхаузом пропонується вдосконалена ним модель зміцнюваного тіла, яка задовільно описує пластичний стан металів.

У статті [15] рівняння координат центру поверхні навантаження запропоновано представляти відповідно до теорії Г. Бакхауза в наступному вигляді

$$\alpha_{ij} = \frac{1 - \beta(e_u)}{3} \sigma_u(e_u) \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u} - \frac{1}{3} \int_0^{e_u} [1 - \beta(e_u^*)] \sigma_u(e_u^*) \varphi(e_u - e_u^*) \frac{d^2\varepsilon_{ij}}{d(e_u^*)^2} de_u^* \quad (1.40)$$

де $\varphi(e_u - e_u^*)$ - функція, що характеризує спадковий вплив історії навантаження;

e_u^* - змінна в підінтегральній функції.

В теорії передбачається незалежність функцій $\varphi(e_u - e_u^*)$, $\sigma_u(e_u)$, $\beta(e_u)$ від виду напруженого стану та історії навантаження, і їх можна розглядати як використані в моделі характеристики матеріалу.

Підставивши координати α_{ij} в співвідношення (1.36), отримують з урахуванням (1.37) рівняння стану у формі

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \sigma_u(e_u) \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u} - \frac{1}{3} \int_0^{e_u} [1 - \beta(e_u^*)] \sigma_u(e_u^*) \varphi(e_u - e_u^*) \frac{d^2\varepsilon_{ij}}{d(e_u^*)^2} de_u^* \quad (1.41)$$

Представлені в короткому огляді критерії анізотропного зміцнення початково-ізотропних матеріалів є лише малою частиною величезного числа зазначених критеріїв, розроблених багатьма дослідниками у нас і за кордоном. Вибір розглянутих теорій зміцнення в основному був зумовлений доступністю до їхнього ознайомлення в науково-технічній літературі, а також з метою показати на прикладі наявність різних параметрів, що характеризують ту чи іншу модель зміцнюваного тіла.

В подальшому буде розглядатися модель Г. Бакхауза [1] з метою подальшого експериментального обґрунтування можливості її використання для оцінки напружено-деформованого стану при немонотонних процесах холодної обробки металів тиском.

1.3. Деформаційна анізотропія металів при немонотонному пластичному деформуванні

Під монотонним процесом деформування (або навантаження) розуміється згідно з представленим в роботі [3] визначенням такий процес, при якому не відбувається повне розвантаження і зміна напрямку деформування заготовки. До даного процесу можна віднести також шлях навантаження, при якому відбувається повне (або часткове) розвантаження, після чого деформування заготовки триває в первинному напрямку. Всі інші процеси відносяться до немонотонних.

Зміцнення заготовок деталей в умовах монотонного навантаження досить ефективно при деформації деталей експлуатаційними навантаженнями, напрямки яких збігаються з напрямками попередньої пластичної обробки.

Більшість початково ізотропних металевих сплавів внаслідок пластичного деформування стають анізотропними щодо механічних властивостей, зокрема однієї з головних характеристик міцності - умовної межі текучості за нормальними напрямками $\sigma_{0,2}$ (або по дотичним $\tau_{0,3}$ з допуском на відносний пластичний зсув 0,3%).

При цьому в залежності від напрямку деформування зміцненої заготовки границя текучості $\sigma_{0,2}$ може істотно змінитися в бік зменшення. Найменшим $\sigma_{0,2}$ буде в силу прояву ефекту Баушінгера (1.37) при навантаженні деталі в напрямку протилежному напрямку пластичної обробки.

Таким чином зміцнені в умовах монотонного навантаження деталі, що не піддавалися з метою підвищення міцності термічній обробці, не можна експлуатувати в умовах знакозмінного навантаження, оскільки границя текучості при зворотному зовнішньому $\sigma_{0,2}^{36}$ буде значно нижче, навіть вихідної границі текучості σ_T , і тим самим приведе до істотного зниження несучої здатності зміцненої деталі.

Слід зазначити, що існують метали і сплави, які не можуть бути за своїм структурним станом зміцнені термічною обробкою (загартуванням), але завжди мають попит, з тих чи інших технічних причин, для виготовлення багатьох деталей.

У зв'язку з вище зазначеним слід відмітити, що важливим для підвищення несучої здатності елементів конструкцій, що працюють в умовах знакозмінного навантаження (наприклад, розтяг - стиск - розтяг - ...), і виготовлених із зазначених вище металів є вміння вирішувати задачу прогнозування зміцнення деталей за рахунок пластичних деформацій. Такого роду завдання можна вирішувати тільки методами теорії пластичності на основі використання відповідних моделей зміцнюваних тіл.

Згідно з моделлю анізотропно-зміцнюваного тіла (1.35) поверхня навантаження є гіперсферою в просторі напружень σ_{ij} ($i, j = 1, 2, 3$). В початковому (недеформованому стані) відстань від центру вказаної поверхні до останньої буде сталою і дорівнювати вихідній границі текучості σ_T (або $\sigma_{0,2}$ – при відсутності площадки текучості на діаграмі розтягу).

У відповідності з виразом (1.35) по мірі пластичного деформування тіла у гіперсфери збільшується радіус, який визначається величиною еквівалентного напруження, а центр її (т. 0) переміщується в просторі напружень σ_{ij} на величину α_{ij} і займає положення т. 0' (рис. 1.5).

Згідно приведеній на рис. 1.5 схемі ізотропне зміцнення матеріалу при його пластичному деформуванні характеризується тим, що відстань від центра (т. 0) до поверхні навантаження 3 у всіх напрямках деформування буде однакою, і буде визначатися інтенсивністю напружень $\sigma_u(\epsilon_u)$. Для анізотропно зміцнюваного тіла відстань від центра в т. 0 до поверхні навантаження 2 буде змінною в залежності від напрямку деформування (наприклад $\overline{OM_1} > \overline{OM_2}$).

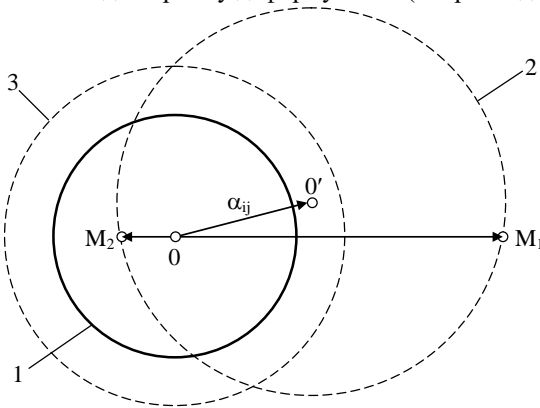


Рис.1.5. Схема зміцнення

1 - поверхня навантаження для недеформованого тіла; 2 - поверхня навантаження для пластично деформованого тіла; 3 - поверхня навантаження для випадку ізотропного зміцнення ($\alpha_{ij}=0$)

Монотонне пластичне деформування можна використати в якості зміцнювальної обробки при навантаженні деталей і не в напрямку пластичного

деформування, наприклад в напрямку OM_1 (див. рис. 1.5). При цьому, щоб ефект зміцнення був істотним, необхідним є дотримання наступного умови

$$\overline{OM_1} \geq \overline{\sigma_u}. \quad (1.42)$$

Таким чином умовна границя текучості для т. M_1 на поверхні 2 (рівна довжині відрізка $\overline{OM_1}$) повинна бути не менша за значення еквівалентного напруження.

Розглянемо модель початково ізотропного тіла з анізотропним деформаційним зміцненням. Згідно виразу (1.35) поверхня навантаження є певною гіперсферою, у якій по мірі пластичного деформування тіла збільшується радіус, що визначається величиною еквівалентного напруження (1.37), а її центр (т. 0) переміщується в просторі напружень σ_{ij} на величину α_{ij} і займає положення т. $0'$ (рис. 1.6).

Згідно приведеної на цьому рисунку схемі ізотропне зміцнення матеріалу при його пластичному деформуванні характеризується тим, що відстань від центру (т. 0) до поверхні навантаження 3 у всіх напрямках деформування буде однаковим і буде визначатися інтенсивністю напружень $\sigma_u(e_u)$. Для анізотропно зміцненого тіла відстань від центру в т. 0 до поверхні навантаження 2 буде змінним в залежності від напрямку деформування ($\overline{OM_1} > \overline{OM_2}$), а радіус цієї поверхні ($O'M = O'M'$) дорівнює еквівалентному напруженню $\overline{\sigma_u}(e_u)$.

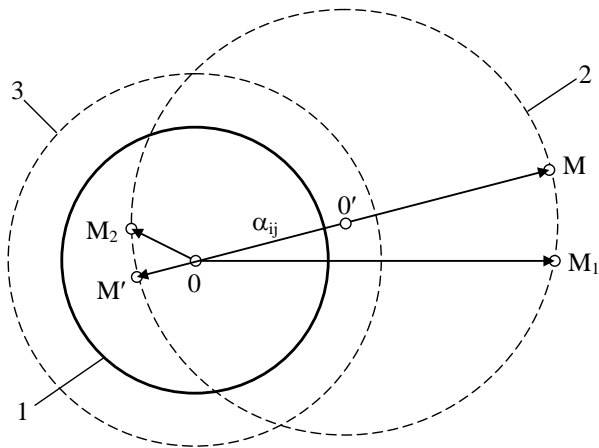


Рис. 1.6. Схема анізотропного зміцнення

Для вирішення задач, пов'язаних з немонотонними процесами пластичного деформування заготовок буде використовуватися модель анізотропно зміцнюваного тіла Г. Бакхауза [1], яка, як показали результати досліджень [69], досить точно узгоджується з експериментальними даними.

Головною особливістю даної моделі по відношенню до інших критеріїв зміцнення є врахування в ній спадкового впливу історії навантаження на поточний стан матеріалу при його пластичному деформуванні за допомогою функції $\varphi(e_u - e_{u0})$, де e_{u0} – накопичена деформація, при досягненні якої відбувається зміна напрямку шляху навантаження. Цю функцію запропоновано [1] визначати за даними випробувань тонкостінних трубок. Експериментальні значення її пропонується апроксимувати рівнянням

$$\varphi(e_u - e_{u0}) = \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp(c_1(e_u - e_{u0})^{c_2}). \quad (1.43)$$

де φ_0, c_1, c_2 - характеристики матеріалу, отримані статистичною обробкою експериментальних значень φ .

Згідно даному співвідношенню випливає, що ця функція з ростом приросту деформацій $\Delta e_u = e_u - e_{u0}$ – на даному етапі монотонного навантаження зменшується, починаючи з одиниці (при $e_u = e_{u0}$). При досягненні приростом Δe_u деякої певної величини вона майже приймає асимптотичне значення φ_0 , яке в залежності від властивостей матеріалу може бути рівним і нулю. Дану функцію належить розглядати ще і як характеристику матеріалу, що відображає його властивість запам'ятовувати попередню історію навантаження. Якщо властивості матеріалу визначаються тим, що $\varphi_0 = 0$ то при досягненні на напрямку шляху деформування, що розглядається, $\Delta e_u = \Delta e_{u0}$ матеріал набуває, наприклад, майже таку ж деформаційну анізотропію, що і в разі, якщо він від вихідного стану деформувався б монотонно в зазначеному напрямку до деформації $e_u = e_{u0} + \Delta e_{u0}$. Якщо $\varphi_0 \neq 0$, то попереднє деформування буде позначатися в тій чи іншій мірі в залежності від величини φ_0 на напружений стан, відповідний умовам простого навантаження.

На рис. 1.7 для ілюстрації властивості пам'яті матеріалів наведені графіки зміни девіатора напружень $|\bar{S}|$ в його одновимірному уявленні в залежності від деформації e_u . При цьому шлях деформування по кривій 3 відноситься до матеріалів з $\varphi_0 = 0$, а по кривій 4 – для матеріалів з $\varphi_0 \neq 0$.

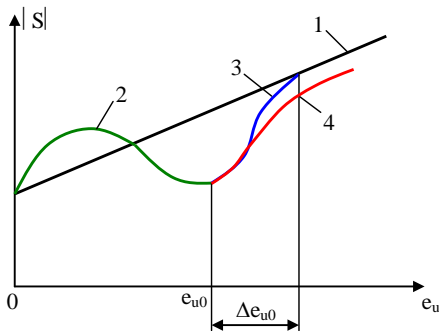


Рис. 1.7. Зміна девіатора напружень: пряма 1 відповідає простому навантаженню; крива 2 – попередньому складному шляху деформування при деформаціях $e_u \leq e_{u0}$; криві 3 і 4 – етапу монотонного деформування, що розглядається, але вже за умовами прямої 1 при $e_u > e_{u0}$

Величину прирощення Δe_{u0} також можна віднести до певної константи матеріалу, що характеризує інтенсивність адаптації останнього при деформуванні в умовах монотонного процесу навантаження.

У моделі Г. Бакхауза важливе значення надається функції $\varphi(e_u - e_{u0})$ і в зв'язку з цим методику її оцінки належить розглянути по експериментальним даним. Цю функцію пропонується визначати в [69] за результатами випробувань циліндричних зразків на розтяг (P) з подальшим стиском (C) або навпаки. Нехай деформування зразка в зазначеному циклі навантаження відбувається уздовж його осі x_1 . Тоді при стиску зразка після розтягу його до

деформації $e_u = e_{u0}$ рівняння (1.41) при $S_{11} = -\frac{2}{3}\sigma_c$ і $e_u > e_{u0}$ запишеться у вигляді

$$-2\sigma_c(e_u) = \frac{2}{3}\sigma_u(e_u) \left(\frac{d\varepsilon_{11}}{de_u} \right)_0 - \frac{1}{3}[1 - \beta_0(e_{u0})]\sigma_u(e_{u0})\varphi(e_u - e_{u0}) \left[\left(\frac{d\varepsilon_{11}}{de_u} \right)_{oc} - \left(\frac{d\varepsilon_{11}}{de_u} \right)_{op} \right] \quad (1.44)$$

де $\sigma_c(e_u)$ - напруження стиску в напрямку осі x_1 ,

$$\left(\frac{d\varepsilon_{11}}{de_u} \right)_{oc}, \left(\frac{d\varepsilon_{11}}{de_u} \right)_{op} - \text{похідні складової деформації } \varepsilon_{11} \text{ в момент зміни}$$

знаку деформування $e_u = e_{u0}$.

В силу прийнятого припущення про незалежність кривої течії від виду напруженого стану в отриманому співвідношенні інтенсивність напружень $\sigma_0(e_u)$ можна замінити на напруження розтягу в зразку - $\sigma_p(e_u)$. При деформації розтягу $d\varepsilon_{11} = de_u$, а при стиску $d\varepsilon_{11} = -de_u$, тоді з урахуванням вищесказаного отримаємо співвідношення для розрахунку функції $\varphi(e_u - e_{u0})$ по результатами випробування зразків в циклі навантаження «P-C»:

$$\varphi(e_u - e_{u0}) = \frac{\sigma_p(e_u) - \sigma_c(e_u)}{\sigma_p(e_{u0})[1 - \beta(e_{u0})]} \quad (1.45)$$

Для визначення цієї функції необхідно мати діаграму монотонного розтягу $\sigma_p(e_u)$ - 1 і діаграму стиску $\sigma_c(e_u)$ - 2 зразка, попередньо розтягнутого до деформації $e_u = e_{u0}$ (рис. 1.8). Функцію φ можна розрахувати і за експериментальними даними, отриманими за результатами випробування циліндричних зразків в циклі навантаження - стиску з подальшим розтягом. При цьому у формулі (1.45) необхідно індекси «р» і «с» замінити один на одного.

Функцію φ можна визначати також за даними випробувань зразків в умовах реверсивної зсувної деформації, наприклад при крученні тонкостінних трубчастих зразків, або зсуву плоских зразків у пристрої, розглянутому в [69]. Рівняння (1.45) в даному випадку запишеться у вигляді

$$\varphi(e_u - e_{u0}) = \frac{\tau(e_u) - \tau^0(e_u)}{\tau(e_{u0})[1 - \beta(e_{u0})]} \quad (1.46)$$

де $\tau(e_u)$ - дотичне напруження при монотонному навантаженні;

$\tau^0(e_u)$ - напруження при деформації в протилежному напрямку при деформаціях $e_u \geq e_{u0}$.

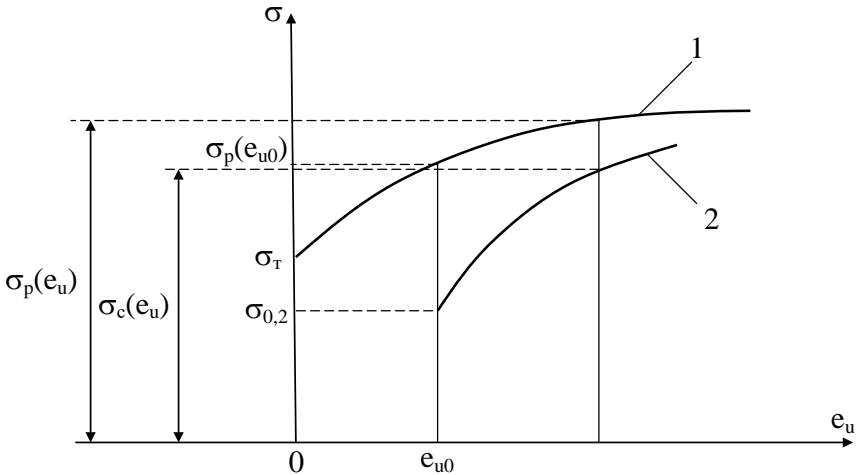


Рис. 1.8. Схема до визначення функції φ

У цьому співвідношенні накопичену деформацію e_u визначають як функцію зсуву γ по формулі

$$e_u = \frac{tg \gamma}{\sqrt{3}}. \quad (1.47)$$

Як показали результати досліджень в співвідношеннях (1.40) і (1.41) з метою зручності рахунку на ЕОМ рекомендується використовувати функції $\sigma_u(e_u)$ і $\beta(e_u)$ у вигляді наступних апроксимацій

$$\sigma_u = A e_u^n \quad (\text{по А. Надаї}), \quad (1.48)$$

$$\sigma_u = A(e_0 + e_u)^n \quad (\text{по Х. Свіфту}), \quad (1.49)$$

$$\beta = \beta_0 + (1 - \beta_0) \exp(-100e_u). \quad (1.50)$$

де A , n , e_0 , β_0 - характеристики матеріалу, що визначаються статистичною обробкою зазначених експериментальних залежностей.

Значення характеристик A і n в співвідношеннях (1.48) і (1.49) будуть в загальному випадку різними.

1.4. Технологічні задачі оцінки пластичності металів при складному навантаженні

Для розв'язку складних технологічних задач в обробці металів тиском необхідні нові схеми пластичного деформування. До таких схем пластичного формозмінення відносяться процеси з поетапними комбінованими способами деформування (рис. 1.9). Такі способи деформування характеризуються тим, що

в штампі певні рухи здійснює і пуансон, і матриця [6]. Для реалізації таких поетапних комбінованих способів деформування необхідно створення обладнання зі складною кінематикою руху інструментів [76-78], але за рахунок немонотонності деформування за допомогою таких способів пластичної обробки металу можна розв'язувати досить складні технологічні задачі пов'язані з граничним формозміненням заготовок. Використання таких способів відкрило широкі можливості в напрямку підвищення якості продукції, отримання деталей раніше недоступних складних форм із нових матеріалів [79]. Це пояснюється тим, що більшість таких процесів обробки металів тиском характеризуються немонотонністю пластичного деформування. Тому за допомогою використання різних способів деформування можна значно підвищити пластичність металу.

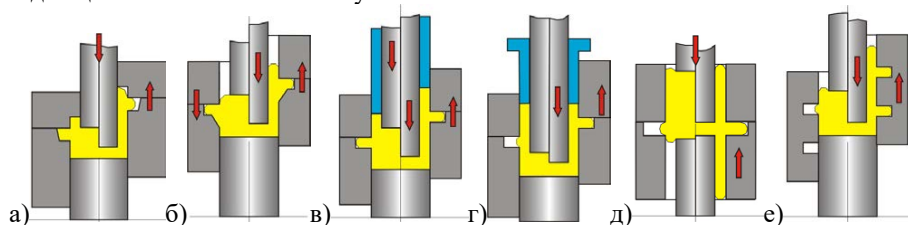


Рис. 1.9. Способи поетапного комбінованого видавлювання

В поетапних процесах комбінованого видавлювання процес видавлювання комбінується з процесом додаткового деформування фланця шляхом зміни висоти радіальної порожнини. Для отримання фланців заданої форми одночасно з радіальним видавлюванням виконують висадку фланця одночасними зустрічними рухами пуансонів і напівматриць, або здійснюють висадку фланця переміщенням верхньої напівматриці на заключній стадії процесу [80]. Керування рухами напівматриць в процесі видавлювання дозволяє отримувати в матриці з пласкою боковою стінкою деталі зі ступінчастими фланцями.

Формування необхідних властивостей виробу залежить від механічної схеми деформації, яка сприяє покращенню структури металу і зниженню нерівномірності деформації [81].

Поетапні комбіновані способи деформування зі створенням інтенсивних деформацій зсуву за рахунок використання заготовок і інструментів спеціальної форми дозволяють ефективно подрібнити зерна і залікувати внутрішні дефекти та отримати якісні деталі складної форми за мінімальну кількість переходів [82].

Покращення механічних властивостей металу в результаті використання поетапних комбінованих методів привело до створення низки нових і нетрадиційних технологій, таких як надпластичне штампування, гідромеханічне, гідростатичне [83-85] і гідродинамічне пресування [84], а також локальне пластичне деформування [86, 87]. Використовуючи певну програму деформування при штампуванні можна отримати вироби із заданими

експлуатаційними властивостями [88]. Використання ефекту збільшення пластичності при складному навантаженні відкриває нові можливості у проєктуванні таких процесів комбінованого впливу як осадка зі зсувом і штамповка з крученням [46].

Дослідження показують, що шляхом пластичного формозмінення заготовок при певних умовах можна отримати ефект великих деформацій. Це використовується в процесах інтенсивної пластичної деформації, основною метою яких є накопичення деформації в заготовках, а не зміна їх форми. До таких процесів відносяться: видавлювання у рівноканальній матриці [83], знакозмінне деформування, гвинтова екструзія [42] усестороннє кування [89] і ін., які називають процесами накопичення деформації. Внаслідок цього в об'ємі деформуємих заготовок утворюється дрібнозерниста структура і вони набувають унікальних властивостей. Оскільки форма заготовки після таких процесів практично співпадає з початковою, то є можливість багаторазової обробки заготовок для накопичення в них достатньої деформації.

Створити субмікрокристалічну структуру по об'єму заготовки можна використовуючи низку процесів накопичення деформації [42], які характеризуються складним навантаженням (рис. 1.10).

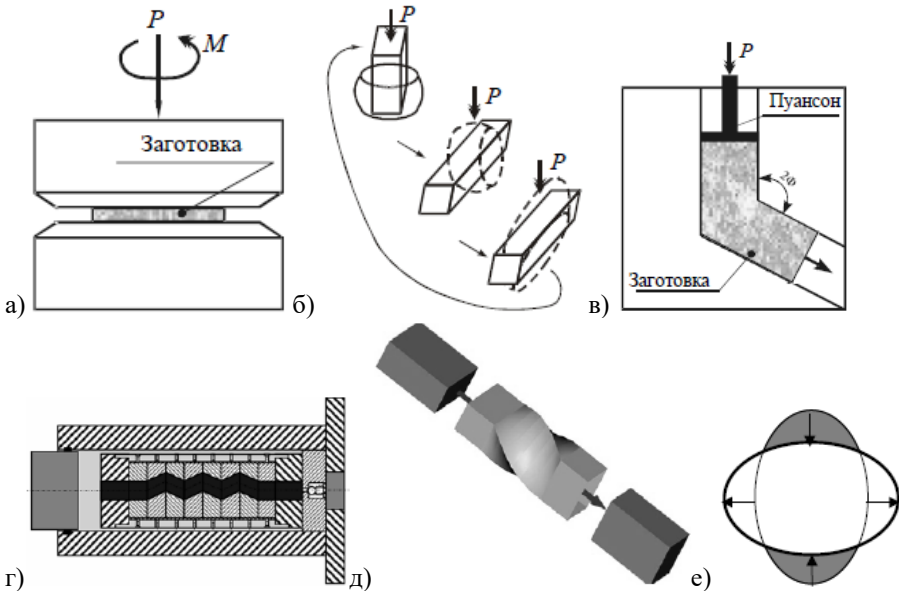


Рис. 1.10. Процеси накопичення деформації, що використовуються для обробки об'ємних заготовок: а – кручення під високим тиском, б – всебічне кування, в – рівноканальна кутова екструзія, г – рівноканальна багатокутова екструзія, д – гвинтова екструзія, е – уширювальна екструзія

Кручення під тиском (рис. 1.10, а) сприяє фрагментації металу оскільки обробка здійснюється по схемі простого зсуву з великими градієнтами тензорів

швидкостей деформацій і повороту під високим тиском в осередку деформації. Схеми рівноканальної кутової екструзії (рис. 1.10, в, г) також реалізують в основному деформацію простого зсуву.

Процес гвинтової екструзії (рис. 1.10, д) полягає в тому, що призматичну заготовку продавлюють через матрицю з гвинтовим каналом. Особливості каналу матриці такі, що початкова і кінцева форми та розміри оброблюваної заготовки зберігаються. Це дозволяє здійснювати багаторазову екструзію заготовки з метою накопиченні великих ступенів деформації [90]. При уширювальній екструзії (рис. 1.10, е) початкова призматична заготовка по мірі просування через матрицю змінює форму свого перетину, але при цьому його площа залишається незмінною. На виході із матриці заготовка набуває форми і розмірів перетину, які співпадають із початковими. Оскільки форма, розміри і площа перетину заготовки не змінюються, то її можна багаторазово пропускати через матрицю для накопичення деформації [42]. На відміну від гвинтової екструзії, яка здійснює в основному простий зсув, уширювальна екструзія реалізує чистий зсув металу.

В роботі [91] доведена ефективність застосування способів холодної деформації в процесах обробки металів тиском і розглянуті питання впливу холодної пластичної деформації на формування структури і властивостей металів і сплавів.

В машинобудуванні досить розповсюджені суцільні і порожнисті деталі з фланцями. Найбільш ефективним методом виробництва таких деталей є точне об'ємне штампування [92]. Завдяки багатоетапному деформуванню за допомогою холодної торцевої розкатки можна отримати досить великий перепад між діаметрами фланцю і заготовки [93-95].

Для досягнення великого ступеню формозмінення без руйнування заготовки використовують способи деформування з використанням протитиску, а також процеси, в яких керування напружено-деформованим станом здійснюється впливом інструментів, що обертаються [93].

На рис. 1.11 представлені способи деформування, в яких багатоетапне пластичне формозмінення здійснюється шляхом використання рухливого інструменту з різною кінематикою руху. Якщо надати деформуючому пуансону при зворотному видавлюванні обертального руху (схема 1), то це дозволить за рахунок використання активних сил тертя зменшити навантаження на інструмент, а немонотонність деформування дозволить отримати максимальне формозмінення без руйнування заготовки. Метод валкової штамповки (схема 2) створює складне комбіноване навантаження осередку деформації і за рахунок немонотонності пластичної течії дозволяє отримувати складні осесиметричні деталі [96]. На схемі 3 представлено зворотне видавлювання порожнистої заготовки в процесі холодного торцевого розкочування кінцевим деформуючим інструментом, а на схемі 4 торцеве розкочування циліндричним інструментом [93-95]. Розглянуті схеми деформування відносяться до способів з локальним характером прикладання навантаження, що дозволяє значно зменшити зусилля деформування, а немонотонність навантаження дозволяє отримувати максимальне формозмінення складних по формі заготовок без руйнування.

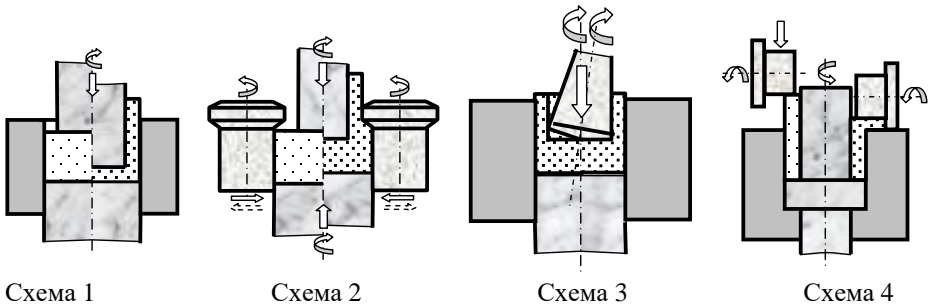


Рис. 1.11. Способи виготовлення порожнистих деталей з різною кінематикою руху інструменту

Переваги немонотонного деформування використовуються в процесі наскрізної прошивки з обтисненням в рухомій матриці (рис. 1.12) для уникнення утяжин на торцях і підвищення якості втулок. Такий спосіб деформування також дає можливість отримувати втулки з буртами.

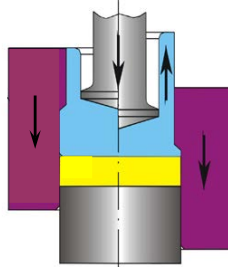


Рис. 1.12. Схема процесу наскрізної прошивки з обтисненням в рухомій матриці

Для усунення обмежень характерних для технологій холодного деформування пов'язаних зі стійкістю штампового інструменту внаслідок високих питомих і повних сил деформування запропоновані способи, які дозволяють знизити навантаження на інструмент за рахунок сприятливої схеми напружено-деформованого стану, а також за допомогою складного навантаження. На рис. 1.13 представлені схеми деформування з використанням протитиску, рухомого контрпуансону і рухомої матриці для підвищення пластичності металу, виключення появи утяжин фланців і вирівнювання торців деталей складної форми [97].

Якщо узагальнити розглянуті публікації, то в кожному окремому випадку є необхідним застосування нового способу деформування з використанням поетапного комбінованого видавлювання, який дозволить розв'язати певну технологічну задачу. Тобто комбіноване видавлювання є одним із ефективних і технологічних способів видавлювання.

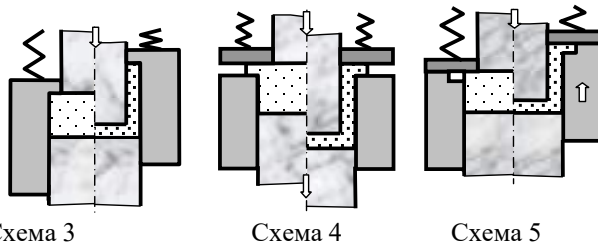


Рис. 1.13. Способи видавлювання деталей з додатковими силовими впливами

Крім поетапного комбінованого видавлювання складними в реалізації можуть бути радіально-пряме і видавлювання із зустрічним рухом інструментів [98] оскільки вони відрізняються більш складною кінематикою руху інструменту (рис. 1.14). Але ці способи, завдяки немонотонності пластичного деформування, створюють можливість виготовлення деталей більш складних просторових форм. Для реалізації таких комбінацій зустрічних і поетапних рухів формоутворюючих інструментів необхідно створювати спеціальні штампи, в яких використання одного активного рухомого деформуючого інструменту недостатньо. Крім рухомого інструменту-пуансона рухомість повинна бути у додаткових частин як деформуючого так формоутворюючого інструменту.

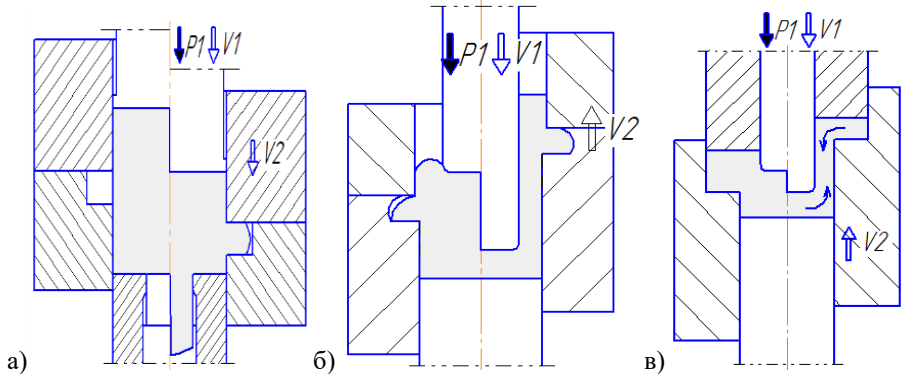


Рис. 1.14. Способи видавлювання: а – радіально-пряме; б – поетапне комбіноване; в – із зустрічним рухом інструментів

В таких процесах на границі розділу течії металу в прямому і радіальному напрямках виникають значні деформації зсуву, які викликають розділення частин заготовки. Тому для керування течією можна використовувати геометричні параметри матриць і регулювання подачі для створення рухомого осередку деформації. А збільшення граничного формозмінення можна досягти за рахунок створення складного навантаження шляхом використання рухомих напівматриць і зустрічного руху інструментів.

До переваг способів поетапного комбінованого видавлювання можна віднести сприятливий напружено-деформований стан металу і великі можливості по збільшенню граничного формозмінення та виготовлення заготовок і деталей складного профілю.

В розглянутих способах видавлювання був виконаний лише якісний аналіз технологічних режимів і деформованого стану деталей. Але такі процеси, що характеризуються немонотонністю деформування, потребують детального дослідження механізму вичерпання ресурсу пластичності. Задача оцінки деформовності металу є важливою для процесів холодного об'ємного деформування, які протікають в умовах складного навантаження. Ця задача може бути розв'язана за допомогою феноменологічної теорії деформовності, яка базується на експериментальних дослідженнях механічних властивостей матеріалів. Однак до теперішнього часу немає єдиної точки зору щодо оцінки пластичності металів в умовах складного навантаження. Практичне застосування критеріїв для оцінки ресурсу пластичності в процесах немонотонного пластичного деформування часто викликають труднощі стосовно доцільності застосування того чи іншого підходу. Для застосування феноменологічних критеріїв руйнування необхідно знати характеристики пластичності досліджуваних матеріалів, напружено-деформований стан в пластичній області деформуємих заготовок і характер деформування при складному немонотонному навантаженні.

1.5. Вплив пластичної деформації при складному навантаженні на технологічну спадковість

Немонотонна пластична деформація призводить до зміни механічних властивостей металів. Тому існує необхідність у створенні методики прогнозування технологічної спадковості заготовки і деталей, яка дозволила б обґрунтовано підходити до вибору технологічних режимів процесу холодної немонотонної пластичної деформації. Вирішення цього завдання особливо актуальне для тих технологічних процесів, які спеціально призначені для отримання деталей із заданою технологічною спадковістю. Сучасні методи розрахунку не дають відповіді на питання, якими будуть механічні характеристики матеріалу після обробки тиском в умовах складного навантаження. Для прогнозування технологічної спадковості необхідна достовірна оцінка напружено-деформованого стану, оцінка впливу фізико-механічних властивостей, схеми напруженого стану і немонотонності навантаження на пластичність металу, а також модель накопичення пошкоджень при немонотонному деформуванні в умовах об'ємного напруженого стану. До теперішнього часу відсутня загально визнана методика розрахунку пошкодженості матеріалу при холодній пластичній немонотонній деформації.

В роботі [99] показана можливість оцінки технологічної спадковості на основі прогнозування механічних властивостей заготовки за результатами кінцево-елементного моделювання холодної пластичної деформації, що

базується на визначенні пошкодженості матеріалу по критерію Г. Д. Деля і її експериментальна перевірка для процесу радіального кування. Можна відмітити плідність такого підходу, однак при оцінці величини залишкового ресурсу пластичності не враховані особливості механіки немонотонного пластичного деформування, а саме вплив ефекту Баушингера і спадковий вплив історії навантаження.

Останнім часом з'являється багато робіт пов'язаних із впровадженням технологій основаних на використанні інтенсивної пластичної деформації для утворення по об'єму деформуємих заготовок субмікросталічної структури. Завдяки такій структурі деформуємі заготовки набувають унікальні властивості.

В роботі [42] зразки з титану VT1-0 піддавали деформації на лабораторному обладнанні для гвинтової екструзії по схемі гідромеханічної екструзії (рис. 1.15). Початкова структура зразків титану і структури після одного і трьох проходів гвинтової екструзії приведені на рис. 1.16. Результати випробувань на розтяг після гвинтової екструзії показують, що разом із значною зміною кристалічної структури, відбувається також значна зміна рівня механічних властивостей титану і спостерігається значна анізотропія властивостей. Тобто знакозміненість деформації і простий зсув по площинам ортогональним осі заготовки зробили свій внесок у формування властивостей металу. Таким чином властивості металу після гвинтової екструзії можна покращити шляхом додаткової деформації заготовки, відмінної від кручення навколо її осі. Це приведе до інтенсивного зміцнення матеріалу, а також до часткового заліковування мікропор і підвищенню пластичності, особливо якщо додаткова деформація буде відбуватися в умовах достатньо високого тиску.

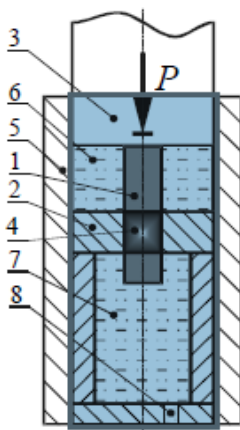


Рис. 1.15. Технологічна схема гідромеханічної гвинтової екструзії

Під технологічною спадковістю в обробці металів тиском розуміють явище перенесення механічних властивостей оброблюваної заготовки від передніх операцій і переходів до наступних, яке в подальшому позначається на експлуатаційних властивостях виробів. Залишкові напруження є одним із

основних параметрів стану металу виробів, які в значній мірі визначають її експлуатаційну довговічність [100]. Основною умовою виникнення залишкових напружень є нерівномірна пластична деформація. Однак в силу складності процесів навантаження деталей на стадії виробництва достовірна оцінка напруженого стану не завжди видається можливою [100]. Більшість розрахункових методів визначення напружено-деформованого стану базується на використанні значного числа допущень, що дає суттєві похибки в оцінці напружень. Така задача стає особливо актуальною, коли мова йде про визначення напружень в процесах немонотонної пластичної обробки. При цьому важливу роль грає технологічна спадковість, яка визначає формування напруженого стану виходячи із складної історії навантаження металу заготовки на попередніх стадіях.

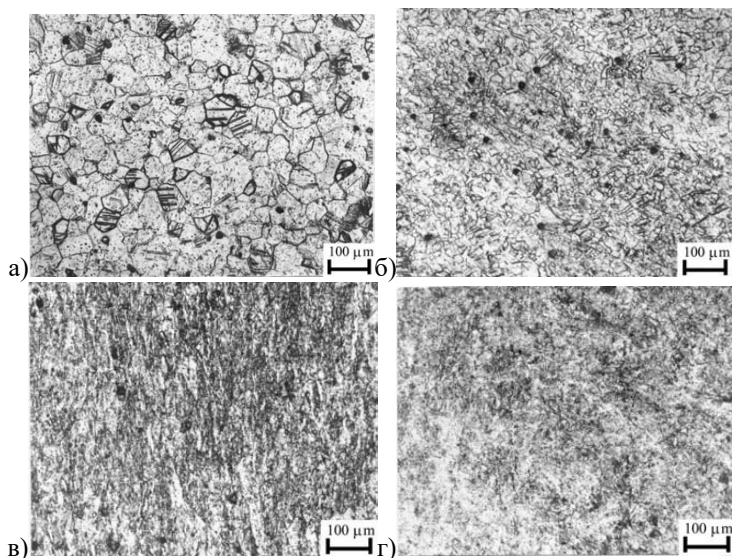


Рис. 1.16. Мікроструктура зразків титану VT1-0: а – початкова структура, б – 1 перехід гвинтової екструзії, в, г – 3 перехода гвинтової екструзії

Розв'язок задачі визначення напруженого стану після складних видів навантаження з урахуванням явища технологічної спадковості можлива на основі апарату механіки деформуємих тіл і особливостей механіки технологічної спадковості [100]. При цьому формування структури металу на стадіях пластичної обробки розглядається як єдиний безперервний процес накопичення деформації, вичерпання запасу пластичності і трансформації напруженого стану в об'ємі металу. Формування і трансформація напруженого стану на стадіях пластичної обробки розглядаються як наслідок складного немонотонного навантаження металу в осередку пластичної деформації, при якому відбуваються накопичення деформації і вичерпання запасу пластичності

металу. Формування напруженого стану в умовах змінних внаслідок пластичної деформації механічних властивостей металу, тобто на протікання процесів в кожній точці осередку деформації, впливає історія навантаження.

Серед методів механічної обробки широкими можливостями по створенню в поверхневому шарі сприятливих стискаючих залишкових напружень володіють способи зміцнювальної обробки поверхневим пластичним деформуванням (рис. 1.17) [100]. При обробці поверхневим пластичним деформуванням в зоні контакту деформуючого інструменту з деталлю виникає асиметричний осередок деформації. Внаслідок деформації частки металу зміщуються в зоні утворення хвилі вздовж лінії току, формуючи поверхневий шар деталі.

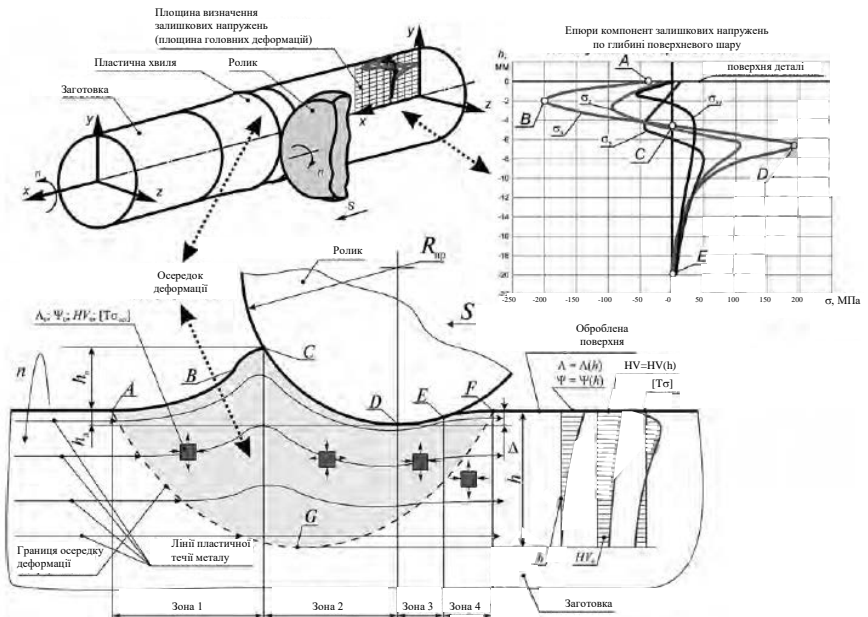


Рис. 1.17. Схема осередку деформації в площині подачі при обробці поверхневим пластичним деформуванням

В роботі [100] стосовно до зміцнювальної обробки поверхневим пластичним деформуванням роликівим інструментом розроблена кінцево-елементна модель формування залишкових напружень виходячи з механіки деформування в осередку деформації і розраховані деформаційні параметри металу поверхнього шару деталі. При створенні моделі були прийняті наступні припущення: матеріал деталі приймався ізотропним; використовувалась білінійна апроксимація кривої течії, що враховує зміцнення металу; з метою спрощення розрахунків на даному етапі не враховувався ефект Баушингера.

Моделювання процесу обробки поверхневим пластичним деформуванням – складна задача в силу немонотонного навантаження в осередку пластичної

деформації. Ступінь деформації металу поверхневого шару в процесах поверхневого пластичного деформування пов'язана з розмірами повздовжньої хвилі. Оскільки висота пластичної хвилі в повздовжньому напрямку має значно більші розміри чим в поперечному напрямку і площа подачі з механічної точки зору більшою мірою відповідає поняттю площини головних деформацій, оскільки деформації в площині швидкості обертання менше аналогічних деформацій в площині подачі. Розрахунки виконувались виходячи з гіпотези, що на наступному етапі навантаження, яке відбувається через один оберт деталі, частка змінює свій напружено-деформований стан на певний новий стан, який розташований зі зміщенням від попереднього напружено-деформованого стану вздовж вісі деталі на величину подачі. При цьому не враховувалось, що між цими двома станами відбувається розвантаження, яка приводить до виникнення проміжного напружено-деформованого стану, а новий крок навантаження відбувається уже в умовах змінених на попередньому кроці властивостей металу. Таким чином, в рамках даної моделі складного немоного навантаження частки металу проходять вздовж осередку деформації і на виході з нього формують оброблений поверхневий шар деталі.

Запропонована модель процесу поверхневого пластичного деформування має наступні особливості: моделювання залишкових напружень після обробки, а також на проміжних етапах в осередку деформації; врахування технологічної спадковості шляхом оцінки стану металу при багатократному навантаженні-розвантаженні в процесі переміщення частки вздовж ліній току в осередку деформації. Розрахункові величини накопичених параметрів механічного стану по оброблювані поверхні представлені в табл. 1.1.

Таблиця 1.1

Розрахункові значення накопичених в осередку пластичної деформації параметрів механічного стану на рівні оброблюваної поверхні (фрагмент)

Крок навантаження	σ , МПа	T, МПа	П	Λ_p	N, c^{-1}	$\Delta\Lambda$	Λ	ψ
1	-16,19	18,25	-0,887	2,2858	$9,41 \cdot 10^{-2}$	$1,27 \cdot 10^{-4}$	0,0001	0,0001
2	-22,95	27,75	-0,827	2,1927	$4,64 \cdot 10^{-2}$	$1,90 \cdot 10^{-4}$	0,0003	0,0001
3	-18,73	21,40	-0,875	2,2673	$3,18 \cdot 10^{-2}$	$1,06 \cdot 10^{-4}$	0,0004	0,0002
4	-22,53	27,27	-0,826	2,1914	$2,95 \cdot 10^{-2}$	$8,28 \cdot 10^{-5}$	0,0005	0,0002
5	-20,82	23,85	-0,873	2,2640	$1,91 \cdot 10^{-2}$	$6,56 \cdot 10^{-5}$	0,0006	0,0003

Примітка: σ - середнє нормальне напруження; T – інтенсивність дотичних напружень; П – показник схеми напруженого стану; Λ_p – граничне (для даного показника схеми напруженого стану) значення накопиченого ступеню деформації зсуву; N – інтенсивність швидкостей деформацій; $\Delta\Lambda$ - прирощення накопиченого ступеню деформації зсуву за поточний крок навантаження; Λ - поточне значення накопиченого ступеню деформації зсуву; ψ - поточне значення ступеню вичерпання запасу пластичності.

Задані експлуатаційні властивості штампованих деталей з металу формуються в виробничо-технологічних циклах штампування в результаті певної сукупності технологічних рішень. Прийняті технологічні рішення не завжди в повній мірі враховують умови виробництва, що є причиною

непостійності сформованих властивостей і, як наслідок, позначається на якості виробу. Практика показала, що потрібно враховувати не тільки фізико-механічні властивості матеріалу, а також їх спрямованість.

Спрямованість властивостей визначає величину і характер анізотропії, деформаційних характеристик і експлуатаційні властивості штампованих деталей в певних напрямках. Крім цього, спрямованість властивостей забезпечує управління технологічними процесами формоутворення без руйнування і сприятливе технологічне успадкування властивостей як явище перенесення властивостей від попередніх операцій до подальших. Ці властивості можуть бути як корисними, так і шкідливими. В процесі передачі властивостей важливу роль відіграє так звана спадкова інформація.

Носіями спадкової інформації є матеріал і його мікроструктура. Носії інформації активно беруть участь в технологічних процесах, проходячи через різні операції штампування і при цьому зазнають вплив технологічних факторів. Але часто невідомими виявляються текстурна морфологія і параметри стану, які визначаються фізико-механічними властивостями матеріалу.

Тому при обґрунтуванні підходу спрямованого формування властивостей матеріалу в процесі штампування, необхідно з'ясувати поєднання показників анізотропії, які відповідають вимогам інтенсифікації операцій штампування. Однак на інтенсифікацію операцій штампування, крім фізико-механічних характеристик матеріалу (склад, тип кристалічної решітки, розмір зерна, вид термообробки, анізотропія властивостей і ін.), істотно впливають технологічні фактори, які проявляються в конкретних умовах виконання операцій (схема напружено-деформованого стану, нерівномірність деформації та ін.).

Для розробки технологічних процесів штампування потрібна традиційна інформація про фізико-механічні характеристики матеріалів для визначення допустимих ступенів формозміни і розмірів вихідної заготовки. Крім перерахованих даних потрібна нетрадиційна інформація, що визначається технологічним успадкуванням.

Для забезпечення якості виробів потрібно керувати процесом технологічного успадкування. Корисні властивості потрібно розвивати, а негативні послаблювати. В ході технологічного процесу успадковуються найрізноманітніші властивості оброблюваної заготовки. Утворення структурних спадкових дефектів матеріалів часто відбувається при їх обробці.

Загальновідомо, що листовий матеріал має значну анізотропією властивостей, які є наслідком кристалічної будови матеріалу і подальшого утворення його текстури при прокатці. Таку характеристику листового матеріалу необхідно враховувати. У свою чергу, численні дані по деформації анізотропних матеріалів показують, що на відміну від однозначного поведінки ізотропного середовища, при штампуванні анізотропних заготовок істотно підвищуються деформаційні можливості матеріалу і конкретні характеристики виробів в певних напрямках. Тому одним з перспективних шляхів поліпшення якості виробів і підвищення деформаційних властивостей напівфабрикатів для різних операцій штампування є формування в листовому матеріалі заздалегідь

заданої анізотропії властивостей. Для реалізації цього необхідно знати величину показників анізотропії, методи описання текстурної морфології. Крім того повинна бути сформована оптимальна технологічне середовище, яка в свою чергу буде формувати оптимальні властивості виробів.

Як уже зазначалося, фізичною основою анізотропії властивостей металів є текстура, формування параметрів якої визначається безліччю факторів, основними з яких є тип кристалічної ґратки, умови і схеми деформації, режими термічної обробки.

Однак цілеспрямовано скористатися зазначеними вище даними про текстуру металів вкрай важко. Це обумовлено, перш за все, тим, що параметри текстури не пов'язані кількісними співвідношеннями з показниками анізотропії. Природним виходом з цієї ситуації є використання феноменологічного підходу. При такому підході полікристалічні тіла розглядаються як однорідні матеріали, показники анізотропії яких описуються тензорними величинами, а орієнтаційні чинники текстури - через напрямні косинуси переважних кристалографічних напрямків.

1.6. Зміцнення металів при немонотонному пластичному деформуванні

Більшість початково ізотропних матеріалів при пластичному деформуванні стають анізотропними щодо своїх механічних властивостей. При цьому, якщо розглядається монотонне деформування (наприклад, розтяг), то в силу прояву ефекту Баушінґера умовний границя текучості $\sigma_{0,2}$ при навантаженні заготовки в напрямку зворотному (стиск), напрямку початкового навантаження (розтяг) стає значно менше (на 20 - 50%) навіть щодо початкової границі текучості σ_T . У зв'язку з цим розглянемо методи реалізації таких шляхів навантаження заготовок деталей, при яких пластично деформований матеріал набуває умовну межу текучості $\sigma_{0,2}$, що перевищує σ_T . Даний ефект зміцнення матеріалу, заснований на немонотонній пластичній деформації можна використовувати для підвищення несучої здатності елементів конструкцій, що виготовляються з металів, які неможливо термічно зміцнити.

Розглянемо можливість оцінки зміцнення металу при його деформації в умовах лінійного напруженого стану за допомогою моделі Г. Бакхауза.

При цьому необхідно деформувати циліндричну заготовку уздовж її осі x_1 знакозмінною силою. Тоді компоненти девіатора напружень (1.41) в ортогональних напрямках S_{ii} на n -ому ступеню навантажування в даному випадку будуть рівні

$$(S_{ii})_n = \frac{2}{3} \sigma_u(e_u) \left(\frac{d\varepsilon_{ii}}{de_u} \right)_n - \frac{1}{3} \sum_{k=1}^{n-1} [1 - \beta(e_{u0k})] \varphi(e_u - e_{u0k}) \sigma_u(e_{u0k}) \Delta_k, \quad (1.51)$$

де e_{u0k} - накопичені деформації, при досягненні яких відбувається зміна знака деформування,

$$\Delta_k = \left(\frac{d\varepsilon_{ii}}{de} \right)_{k+1} - \left(\frac{d\varepsilon_{ii}}{de} \right)_k.$$

Якщо k -та ділянка шляху деформування відповідає розтягу ($k+1$) стиску, то $(d\varepsilon_{11})_k = d\varepsilon_u$, $(d\varepsilon_{11})_{k+1} = -d\varepsilon_u$, і для компоненти девіатора напружень $S_{11} - \Delta_k = -2$, в іншому випадку $\Delta_k = 2$. Компоненти прирощень пластичних деформацій в напрямках осей x_2 і x_3 при цьому визначаються з умов нестискаємості матеріалу і окружної симетрії, тобто по співвідношенням

$$d\varepsilon_{22} = d\varepsilon_{33} = -0.5d\varepsilon_{11}. \quad (1.52)$$

Якщо на n -му ступеню деформування відбувається розтяг зразка, то використовуючи відоме співвідношення

$$S_{22} = S_{33} = -0.5S_{11} = \frac{\sigma_p}{3}, \quad (1.53)$$

де σ_p - розтягуюче осьове напруження.

Напруження σ_p можна отримати з формули

$$\sigma_p = \sigma_u(e_u) - 0.5 \sum_{k=1}^{n-1} [1 - \beta(e_{u0k})] \varphi(e_u - e_{u0k}) \sigma_u(e_{u0k}) \Delta_k \quad (1.54)$$

Підставляючи в (1.52) замість σ_p стискаюче напруження $-\sigma_c$, отримаємо рівняння останнього

$$\sigma_c = \sigma_u(e_u) + 0.5 \sum_{k=1}^{n-1} [1 - \beta(e_{u0k})] \varphi(e_u - e_{u0k}) \sigma_u(e_{u0k}) \Delta_k. \quad (1.55)$$

Нехай циліндричний зразок (рис. 1.18) з досліджуваного металу спочатку розтягують (Р) уздовж осі x_1 до деформації $e_u = e_{u01}$, потім після повного розвантаження додатково стискають (С) уздовж тієї ж осі до накопиченої деформації $e_u = e_{u02}$. Тоді з (1.40) і (1.51) отримаємо рівняння для розрахунку деформації e_{u02} по заданій e_{u01}

$$[1 - \beta(e_{u02})] \sigma_u(e_{u02}) = 2[1 - \beta(e_{u01})] \sigma_u(e_{u01}) \left\{ \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp[c_1(e_{u02} - e_{u01})^{c_2}] \right\}; \quad (1.56)$$

При деформації $e_u \geq 0,05$, як правило $\beta(e_u) \approx \beta_{m0}$, і отримане рівняння в даному випадку перетворюється до більш простого виду

$$\sigma_u(e_{u02}) = 2\sigma_u(e_{u01}) \left\{ \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp[c_1(e_{u02} - e_{u01})^{c_2}] \right\}. \quad (1.57)$$

Умовні границі текучості після зазначеного циклу навантаження (Р-С) незалежно від напрямку деформування зразка будуть рівні еквівалентному напруженню при $e_u = e_{u02}$ і визначатимуться з урахуванням (1.35) за формулою

$$\sigma_{0.2} = [1 + \beta(e_{u02})] \frac{\sigma_u(e_{u02})}{2}. \quad (1.58)$$

Нехай крива течії представляється апроксимацією А. Надаї (1.48). Тоді рівняння (1.56-1.58) будуть представлені у вигляді

$$[1 - \beta(e_{u02})] e_{u02}^n = 2[1 - \beta(e_{u01})] e_{u01}^n \left\{ \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp[c_1(e_{u02} - e_{u01})^{c_2}] \right\}; \quad (1.59)$$

$$e_{u02}^n = 2e_{u01}^n \left\{ \varphi_0 + (1 - \varphi_0) \exp[c_1(e_{u02} - e_{u01})^{c_2}] \right\}; \quad (1.60)$$

$$\sigma_{0,2} = [1 + \beta(e_{u02})] A \frac{e_{u02}^n}{2}. \quad (1.61)$$

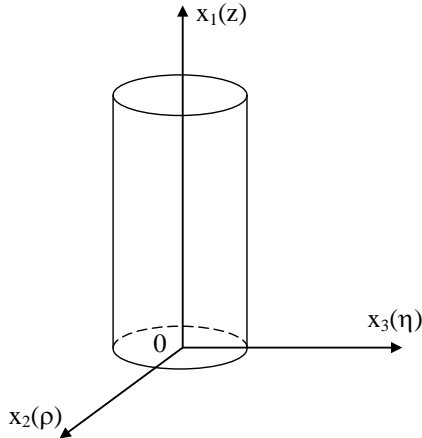


Рис. 1.18. Схема положення циліндричної заготовки

З цих співвідношень випливає, що, деформуючи циліндричний зразок пластично в осьовому напрямку в циклі навантаження «Р - С» або «С - Р», наблизившись до значення мінімальної деформації e_{u02} , до досягнення якої необхідно додатково деформувати зразок, визначають з (1.59) або (1.60) по заданому значенню деформації e_{u01} , а підвищене значення умовної границі текучості $\sigma_{0,2}$ - по (1.61).

Перші похідні компонентів пластичних деформацій в момент початку пластичного деформування на основі (1.36) будуть рівні

$$\frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u} = \frac{3S_{ij}}{[1 + \beta(e_{u01})]\sigma_u(e_{u02})}. \quad (1.62)$$

Для перевірки розрахункового значення підвищеної умовної границі текучості згідно (1.56) проводилися випробування зразків зі сталі 45 за двома циклами навантаження: розтяг (Р) – стиск (С) і «С - Р» в осьовому напрямку до накопичених деформації $e_{u01}=0,072$ і $e_{u02}=0,09$.

При цьому значення основних характеристик в апроксимуючих співвідношеннях (1.43), (1.48) і (1.50) були відповідно [150] прийнятими наступними: $\beta_0=0,29$; $\varphi_0=0$; $c_1=-18,8$; $c_2=0,85$; $A=1015$ МПа; $n=0,16$; $\sigma_T=365$ МПа. Випробування в циклі «Р - С» проводилися на циліндричних зразках діаметром 18 мм і робочою довжиною 115 мм, в циклі «С - Р» відповідно 16,5 мм і 135 мм. Стиск зразків здійснювалося в спеціальному пристрої [150].

Інтенсивності напружень, визначені за дійсною кривою течії, склали для цих деформацій: $\sigma_u(e_{u01})=700$ МПа, $\sigma_u(e_{u02})=-725$ МПа.

Координату центру поверхні навантаження згідно (1.40) в розглянутих циклах навантаження визначають за формулою

$$\alpha_{11} = \frac{[\beta(e_{u02})-1]\sigma_u(e_{u02})}{3} + \frac{2[1-\beta(e_{u01})]\sigma_u(e_{u01})}{3} \varphi(e_{u02} - e_{u01}). \quad (1.63)$$

Розрахункове значення підвищеної умовної межі текучості згідно (1.56) склало $\sigma_{0,2}=468\text{МПа}$, а дослідні його значення при розтягу - стиску в осьовому напрямку x_1 практично співпали і склали 432МПа , що менше розрахункового на $\sim 8\%$, але більше початкової границі текучості σ_T на $\sim 20\%$. Значення деформації e_{u02} , визначене за (1.56) при $e_{u01}=0,072$, склало $0,091$.

З аналізу розрахункових значень різниці $\Delta e=e_{u02}-e_{u01}$ в залежності від попередньої деформації e_{u01} , можна зробити висновок, що при деформаціях $e_{u01} \geq 0,08$ можна для розрахунків прийняти співвідношення

$$e_{u02}=e_{u01}+0,02. \quad (1.64)$$

Попередньо деформувалися зразки в циклі навантаження «С - Р» і при значних деформаціях $e_{u01}=0,336$, $e_{u02}=0,353$, яким відповідають наступні фактичні значення інтенсивностей напружень: $\sigma(e_{u01})=858\text{МПа}$, $\sigma(e_{u02})=865\text{МПа}$. Розрахункове значення підвищеної границі текучості при $e_{u02}=0,353$ визначене за співвідношенням (1.56), склало $\sigma_{0,2}=558\text{МПа}$. Усереднене фактичне значення границі текучості для даного циклу навантаження вийшло рівним 535МПа , що менше розрахункового на $\sim 4\%$, але більше початкового на $\sim 50\%$.

Розглянемо реалізацію ефекту зміцнення немонотонним пластичним зсувом, який можна здійснити реверсивним крученням тонкостінних трубок.

Нехай трубка скручується в прямому напрямку (наприклад, за годинниковою стрілкою) до накопиченої деформації e_{u1} , потім після повного розвантаження деформується в зворотному напрямку (проти годинникової стрілки) до накопиченої деформації e_{u2} . Тоді згідно з виразом (1.40), записаному в циліндричній системі координат, отримаємо компоненти девіатора $\alpha_{ij}(1-z, 2-p, 3-\eta)$

$$\left. \begin{aligned} \alpha_z = \alpha_\eta = \alpha_\rho = \alpha_{\rho\eta} = \alpha_{\rho z} = 0; \\ \alpha_{z\eta} = \frac{1-\beta(e_{u2})}{3} \sigma_u(e_{u2}) \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_{e_u=e_{u2}} - \\ - \frac{1}{3} [1-\beta(e_{u1})] \sigma_u(e_{u1}) \varphi(e_{u2} - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_1 \right], \end{aligned} \right\} \quad (1.65)$$

де похідна $\left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_2$ розглядається в момент початку пластичного кручення в зворотному напрямку. Тут індексами «1» і «2» відмічено кручення заготовки відповідно в прямому і зворотному напрямку.

З аналізу деформованого стану трубки випливає, що

$$-\left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_1 = \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_0 = \left(\frac{d\varepsilon_{z\eta}}{de_u} \right)_{e_u=e_{u2}} = -\frac{\sqrt{3}}{2}.$$

Рівняння для визначення деформації e_{u2} по умовні границі текучості $\sigma_{0,2}$.

$$[1-\beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})=2[1-\beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_{u2}-e_{u1}). \quad (1.66)$$

Якщо розглядати кручення трубки тільки в одному напрямку до накопиченої деформації e_{u1} , то напружено деформований стан в ній при подальшому розтягу буде визначатися співвідношеннями

$$d\varepsilon_{z\eta}=d\varepsilon_{\rho\eta}=d\varepsilon_{\rho z}=0; \quad (1.67)$$

$$\begin{aligned} d\varepsilon_z &= -2d\varepsilon_\rho = -2d\varepsilon_\eta = de_u; \\ S_{z\eta} &= S_{\rho\eta} = S_{\rho z} = 0; \end{aligned} \quad (1.68)$$

$$\begin{aligned} S_z &= -2S_\eta = -2S_\rho = \frac{2}{3}\sigma_\rho = \\ &= \frac{2}{3}\sigma_u(e_u)\frac{d\varepsilon_z}{de_u} - \frac{1}{3}[1-\beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon_z}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon_z}{de_u} \right)_1 \right] \end{aligned} \quad (1.69)$$

де σ_ρ - нормальне розтягуюче напруження в поперечному перетині трубки.

Індекси «1» і «2» вказують на цикли деформування заготовки відповідно при крученні і розтягу; $d\varepsilon_z=0$ при крученні заготовки; $d\varepsilon_z=de_u$ при розтягу

заготовки. В цьому виразі приймемо також в першому наближенні $\left(\frac{d\varepsilon_z}{de_u} \right) \approx 1$.

Якщо ж розглядається стиск заготовки після її закручування, то в співвідношенні (1.69) належить прийняти

$$S_z = -2S_\eta = -2S_\rho = \frac{2}{3}\sigma_c; \quad (1.70)$$

$$d\varepsilon_z = -de_u,$$

де σ_c - нормальне стискуюче напруження в трубці.

Таким чином, з урахуванням поданих зауважень з виразу (1.69) отримаємо формулу для розрахунку осьових напружень в заготовці

$$\sigma_\rho = -\sigma_c = \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1-\beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}), \quad (1.71)$$

на підставі якої встановлюємо, що $\sigma_\rho = |\sigma_c|$.

При $e_u=e_{u1}$ згідно даній формулі можна встановити умовну межу текучості матеріалу трубки на розтяг в напрямку осі z, який дорівнює

$$\sigma_{\rho 0,2} = \frac{[1+\beta(e_{u1})]}{2}\sigma_u(e_{u1}). \quad (1.72)$$

Згідно з виразом (5.18) вказана границя текучості буду рівною

$$\sigma'_{\rho 0,2} = \sigma_{u0}(e_{u1}) \quad (1.73)$$

І співвідношення (1.72) і (1.73) впливає, що

$$\frac{\sigma_{p0,2}}{\sigma'_{p0,2}} = \frac{1 + \beta(e_{u1})}{2} < 1, \quad (1.74)$$

оскільки при пластичному деформуванні параметр $\beta(e_{u1}) < 1$.

Згідно з виразом (1.71) співвідношення (1.72) і (1.73) будуть справедливими також і для випадку стиску трубки, при цьому праву частину рівняння (1.72) необхідно розглядати зі знаком мінус.

Якщо ж будуть розглядатися розтяг (або стиск) деформованої крученням трубки в напрямках осей ρ (радіальне) і ϕ (окружне), то необхідні для визначення нормальних напружень σ_ρ , σ_ϕ співвідношення представляються також у вигляді системи рівнянь (1.67) і (1.68). У зв'язку з цим ці ж нормальні напруження будуть визначатися за співвідношенням (1.72). Таким чином, умовні границі текучості в напрямках деформування, відповідних напрямкам координатних осей z , η , ρ будуть однаковими. Для аналізу напруженого стану в даному випадку необхідно взяти до уваги і границі текучості за нормальними напруженням при прямому крученні трубки до деформації ε_1 і зворотному деформуванні, що визначається за співвідношенням Губера - Мізеса. Тоді при прямому і зворотному крученні трубки умовні межі текучості будуть відповідно рівні

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{0,2n} &= \sqrt{3}\tau(e_{u1}) = \sigma_u(e_{u1}); \\ \sigma_{0,2\phi} &= \sqrt{3}\tau(e_{u1})\beta(e_{u1}) = \sigma_u(e_{u1})\beta(e_{u1}). \end{aligned} \right\} \quad (1.75)$$

Розглянемо тепер зміну границь текучості за нормальними напруженням в ортогональних напрямках осей z' - η' , сполучених з дотичною серединної циліндричної поверхні трубки і повернених на кут $\alpha=45^0$ проти годинникової стрілки відносно осі z (рис. 1.19). Відповідно до теорії напруженого стану [165] для випадку чистого зсуву, що реалізується в деформуємій тонкостінній трубці з дотичними напруженнями τ на гранях малого елемента OABC, головні осі тензора напружень будуть збігатися з осями z' і η' , а напружений стан в цих осях буде визначатися головними напруженнями $\sigma_1=\tau$; $\sigma_2=0$; $\sigma_3=-\tau$ діючими на гранях малого елемента OA'B'C' (рис. 1.19). На наведеному рисунку схема напруженого стану відповідає крученню трубки в прямому напрямку до накопиченої деформації ε_1 . При крученні в зворотному напрямку до деформації ε_2 дотичні напруження τ на гранях елемента OABC будуть спрямовані в протилежну сторону, а головні напруження в системі осей z' - η' будуть дорівнювати $\sigma_1=\tau$; $\sigma_2=0$; $\sigma_3=-\tau$.

Таким чином, при крученні трубки в прямому напрямку до накопиченої деформації ε_{u1} елемент OA'B'C' в напрямках осей z' і η' буде відповідно розтягуватися (P) і стискатися (C), а при зворотному крученні до накопиченої деформації ε_{u2} - в напрямках зазначених осей відповідно стискатися (C) і розтягуватися (P).

Нехай після кручення трубки до накопиченої деформації ε_1 розглядається розтяг елемента OA'B'C' відповідною силою в напрямку осі z' (або η'). Тоді

відповідно до рівняння (1.40) отримаємо наступні співвідношення для розрахунку осевих напружень:

$$\sigma'_{pz} = \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_1 \right]; \quad (1.76)$$

$$\sigma'_{p\eta} = \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_1 \right]. \quad (1.77)$$

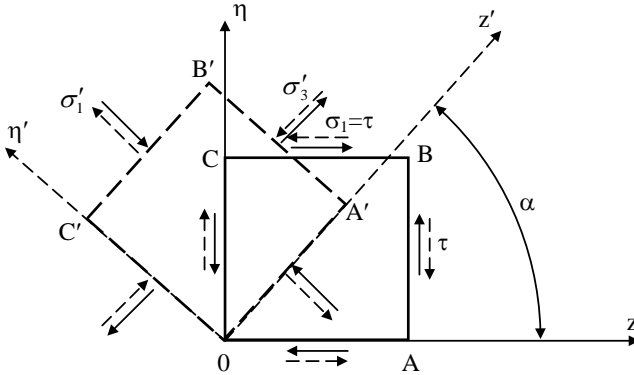


Рис. 1.19. Схема напруженого стану

Тут перші похідні компонентів прирощень пластичної деформації будуть дорівнювати

$$\left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_1 = \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_2 = \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_2 = - \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_1 = 1. \quad (1.78)$$

Для визначення умовних границь текучості при розтягу елемента $OA'B'C'$ в напрямку осі z' (або η') в виразах (1.76) і (1.77) належить прийняти $e_u = e_{u1}$. Тоді з урахуванням співвідношень (1.78) і рівності $\varphi(0)=1$ з вищевказаних рівнянь отримаємо шукані границі текучості на розтягу уздовж осей z' і η'

$$\sigma'_{pz0.2} = \sigma_u(e_{u1}) \quad (1.79)$$

$$\sigma'_{p\eta0.2} = \beta(e_{u1})\sigma_u(e_{u1})$$

Зі співвідношень (1.72), (1.75) і (1.79) можна зробити висновок, що представлені в них умовні границі текучості за нормальними напруженням відрізняються одна від одної, оскільки параметр $\beta(e_{u1}) < 1$. Із зазначених виразів впливає рівність

$$\sigma_{0.2n} = \sigma_{0.2\text{в}} = \sigma_{p0.2} = \sigma'_{pz0.2} = \sigma'_{p\eta0.2} \quad (1.80)$$

При розтягу (стиску) трубки в осьовому напрямку z після її реверсивного кручення до накопичених деформацій e_{u1} (в прямому напрямку) і e_{u2} (в зворотному напрямку) напружено-деформований стан буде визначатися також

рівняннями (1.67)-(1.69). У зв'язку з цим з (1.69) отримаємо відповідне осьове напруження

$$\sigma_p = \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2}). \quad (1.81)$$

Границя текучості буде дорівнює відповідно до даного виразу при умові $e_u = e_{u2}$

$$\sigma_{p0.2} = \frac{[1 + \beta(e_{u2})]}{2}\sigma_u(e_{u2}). \quad (1.82)$$

При реверсивному крученні трубки відповідно до накопичених деформацій e_{u1} (пряме кручення) і e_{u2} (зворотне кручення) і $e_u > e_{u2}$ (повторне пряме кручення) отримаємо

$$\tau(e_u) = \frac{1}{\sqrt{3}}\{\sigma_u(e_u) + [1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) - [1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2})\}. \quad (1.83)$$

Якщо прийемо в цьому виразі $e_u = e_{u2}$, то отримаємо з нього співвідношення для розрахунку умовної границі текучості на зсув при повторному прямому крученні

$$\tau_{n0.3} = \frac{1}{\sqrt{3}}\{\sigma_u(e_{u2}) + [1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_{u2} - e_{u1}) - [1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\}. \quad (1.84)$$

З урахуванням виразу (1.68) це співвідношення запишеться у вигляді

$$\tau_{n0.3} = \frac{1 + \beta(e_{u2})}{2\sqrt{3}}\sigma_u(e_{u2}), \quad (1.85)$$

з якого, з урахуванням теорії пластичності Губера - Мізеса отримаємо умовну границю текучості за нормальними напруженням

$$\sigma_{n0.2} = \sqrt{3}\tau_{n0.3} = \frac{1 + \beta(e_{u2})}{2}\sigma_u(e_{u2}), \quad (1.86)$$

У разі визначення умовних границь текучості при розтягу в напрямках осей z' , η' (див. рис. 1.19) після кручення трубки в прямому і зворотному напрямках відповідно до накопичених деформацій e_{u1} і e_{u2} належить врахувати, що в зазначених напрямках будуть реалізовуватися наступні види деформування малого елемента ОА'В'С':

- по осі z' - розтяг - стиск - розтяг (Р-С-Р)

- по осі η' - стиск - розтяг - розтяг (С-Р-Р)

Для цих циклів деформування на кінцевому етапі розтягу малого елемента трубки нормальні напруження будуть дорівнювати

$$\sigma'_{pz} = \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_1 \right] - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_3 - \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_2 \right]; \quad (1.87)$$

$$\begin{aligned} \sigma'_{p\eta} = & \sigma_u(e_u) - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_2 - \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_1 \right] - \\ & - \frac{1}{2}[1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2}) \left[\left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_3 - \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_2 \right]. \end{aligned} \quad (1.88)$$

Перші похідні компонентів прирощень пластичних деформацій в наведених співвідношеннях будуть згідно даним циклам деформування малого елемента трубки визначатися співвідношеннями

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_1 = - \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_2 = \left(\frac{d\varepsilon'_z}{de_u} \right)_3 = 1; \\ \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_1 = - \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_2 = \left(\frac{d\varepsilon'_\eta}{de_u} \right)_3 = 1. \end{aligned} \right\} \quad (1.89)$$

Тоді з урахуванням цих виразів з рівнянь (1.86) і (1.87) отримаємо напруження розтягу вздовж осей

$$\sigma'_{pz} = \sigma_u(e_u) + [1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) - [1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2}); \quad (1.90)$$

$$\sigma'_{p\eta} = \sigma_u(e_u) - [1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}). \quad (1.91)$$

Після підстановки в ці співвідношення рівності $e_u = e_{u2}$ і врахування виразу (1.66) отримаємо умовні границі текучості за нормальними напруженням при розтягу малого елемента трубки в напрямках зазначених осей

$$\sigma'_{pz0.2} = \sigma'_{p\eta0.2} = \frac{1 + \beta(e_{u2})}{2} \sigma_u(e_{u2}). \quad (1.92)$$

На основі аналізу (1.82), (1.86) і (1.92) робимо висновок, що після деформування тонкостінної трубки в розглянутому циклі навантаження відповідно до умови (1.66) матеріал трубки зміцнився, оскільки

$$\sigma_{p0.2} = \sigma_{n0.2} = \sigma'_{pz0.2} = \sigma'_{p\eta0.2}. \quad (1.93)$$

При цьому умовна границя текучості зміцненого матеріалу при $\varepsilon = \varepsilon_2$ дорівнює еквівалентному напруженню

$$\sigma_c = \sigma_u(e_u) - [1 - \beta(e_{u1})]\sigma_u(e_{u1})\varphi(e_u - e_{u1}) + [1 - \beta(e_{u2})]\sigma_u(e_{u2})\varphi(e_u - e_{u2}). \quad (1.94)$$

Якщо в співвідношеннях (1.72) і (1.86) прийняти $e_{u1} = e_u$ і $e_{u2} = e_u$, то отримаємо безперервну функцію підвищеної за рахунок зміцнення умовної границі текучості за нормальними напруженням в результаті реверсивного кручення трубки.

Умовна границя текучості при зворотному крученні визначається з урахуванням ефекту Баушінгера по співвідношенню

$$\sigma_{0.2\text{зв}}(e_u) = \sqrt{3}\tau_{0.3}(e_u)\beta(e_u). \quad (1.95)$$

де $\tau_{0.3}$ - умовна границя текучості по дотичному напруженню (з допуском на пластичний зсув 0,3%).

Через прояви ефекту Баушінгера умовна границя текучості зміцненого матеріалу, визначена на основі моделі Г. Бакхауза, більше умовної границі текучості матеріалу (1.93) деформованого монотонним навантаженням (1.95).

При оцінці ефекту зміцнення матеріалу немонотонним вантаженням по представленим співвідношенням можна використовувати апроксимації характеристик опору матеріалів пластичному деформуванню (1.43), (1.48), (1.49) і (1.50).

Із збільшенням накопиченої деформації e_{u1} при прямому крученні накопичена деформація при зворотному крученні e_{u2} монотонно зростає. Це дає можливість встановити алгоритм проведення випробувань тонкостінної трубки з метою реалізації ефекту її зміцнення.

З аналізу співвідношення (1.66) з використанням даних розглянутого прикладу випливає, що при попередніх деформаціях $e_{u1} \geq 0.01$ має місце залежність $e_{u2} \approx e_{u1} + 0.002$. Даний висновок відноситься і для інших металів [150], і тому залежність $e_{u2} = f(e_{u1})$ при $e_{u1} \geq e_{u0}$ (певна константа) представляється лінійною функцією у вигляді

$$e_{u2} = e_{u1} + \Delta e_u, \quad (1.96)$$

де Δe_u - прирощення накопиченої деформації при зворотному крученні, що забезпечує ефект зміцнення.

Для досліджених сталей з наведеними в роботі [69] характеристиками матеріалу прирощення Δe_u складає: для сталі 35 – 0,02; сталі 20 – 0,013; сталі 1X18H9T – 0,012; сталі 45 – 0,007.

Розрахункові значення $\sigma_{0,2}$ з відхиленням $\leq 10\%$ збігаються з дослідними. Можна відзначити, що при $e_u = 0,03$ значення $\sigma_{0,2p} = 560$ МПа і перевищує вихідну границю текучості $\sim 50\%$. Межа текучості при зворотному крученні $\sigma_{0,2звор} = 315$ МПа, що більше вихідної границі текучості майже на 10%.

Отримані розрахункові дані по оцінці підвищеного значення умовної границі текучості $\sigma_{0,2p}$ після реверсивного кручення якісно збігаються з даними $\sigma_{0,2p}$ встановленими деформуванням заготовки в циклі навантаження розтяг - стиск.

Таким чином, розглянутий спосіб зміцнення можна використовувати з достатньою ефективністю для поліпшення механічних властивостей деталей, які з тих чи інших причин не піддаються термічному зміцненню, наприклад тонкостінних валів з нержавіючих сталей аустенітного класу (1X18H9T), що працюють в агресивних середовищах.

В механіці пластичного формозміни тіл існує безліч невирішених пов'язаних з оцінкою напружено-деформованого стану при немонотонних процесах навантаження проблем. Тому виникає важливе для практичного застосування завдання розробки теоретичних основ для проектування технологій обробки металів тиском з метою підвищення якості деталей, що виготовляються пластичним деформуванням. Це необхідно у випадках, коли виробі виготовляються з тих чи інших технічних причин з металів, що термічно не зміцнюються. У зв'язку з цим актуальним є подальша експериментальна перевірка моделі анізотропно зміцнюваного тіла для найбільш адекватного описання пластичного стану металів при їх деформації. Аналіз розглянутих досліджень дозволяє зробити висновок про необхідність створення моделі, яка дозволила би досить точно визначати напружено-

деформований стан при пластичній деформації заготовок деталей в умовах немонотонного навантаження, і оцінювати ефект анізотропного зміцнення, що необхідно для підвищення міцності деталей.

Для оцінки ймовірності руйнування при обробці металів тиском необхідна достовірна інформація про напружено-деформований стан та його зміну в процесі немонотонної пластичної деформації. Відомі методи розрахунків напружено-деформованого стану не завжди відповідають цим вимогам.

Прийняті в сучасних теоріях деформовності гіпотези не дають єдиного і повного описання процесів накопичення пошкоджень при монотонній і немонотонній пластичній деформації, що приводить до суттєвих похибок при використанні цих теорій для оцінки впливу параметрів довільного технологічного процесу на пластичність металів.

В більшості випадків критерії деформовності охоплюють досить вузький клас технологічних задач, тому в даний час відсутні загальноприйняті методики оцінки впливу параметрів технологічного процесу на величину використаного ресурсу пластичності і технологічну спадковість металів.

Для розширення технологічних можливостей процесів холодного об'ємного штампування необхідна розробка нових високоефективних схем деформування, які дозволять добитися ускладнення форми, збільшення абсолютних розмірів (маси) деталей, покращення їх експлуатаційних характеристик, підвищення надійності і продуктивності процесу і якості штампуємих виробів.

Виходячи із вище викладеного дослідження повинні ґрунтуватися на удосконаленні методів розрахунку напружено-деформованого стану при немонотонній пластичній деформації металів, теоретичному і експериментальному обґрунтуванні можливості анізотропного зміцнення металів пластичним деформуванням і розробка на цій основі технологій зміцнення металів в умовах немонотонного навантаження, розробці обґрунтованої механічної моделі процесу накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації. На цій основі необхідно розробити наукові основи проектування, аналізу та удосконалення технологічних процесів, які дозволяють отримувати вироби з необхідною технологічною спадковістю, оцінити ефективність розроблених методів оцінки деформовності заготовок при розв'язку конкретних технологічних задач, впровадити в виробництво результати досліджень.

Метод оцінки параметра, що характеризує ефект Баушинґера і спадкової функції Г. Бакхауза по даним випробувань циліндричних заготовок в циклах навантаження розтяг — кручення (Р - К) і стиск - кручення (С - К) розроблено з метою визначення характеристик опору матеріалів пластичному деформуванню стосовно реальних умов немонотонного деформування. При цьому на основі моделі Г. Бакхауза отримано співвідношення для розрахунку спадкової функції φ по даним випробувань заготовок у вказаних циклах навантаження. Розв'язана задача оцінки ефекту зміцнення анізотропно зміцнюваного тіла реверсивним навантаженням в умовах лінійного напруженого стану і зсуву. В першому

випадку розглядається знакозмінне навантаження циліндричної заготовки вздовж її осі, а в другому випадку - реверсивне кручення тонкостінної трубки. На основі моделі Г. Бакхауза сформульовано математична умова реалізації ефекту зміцнення, що забезпечує незалежність такої механічної характеристики, як умовна границя текучості $\sigma_{0,2}$ від напрямку деформування. Встановлено, що дана характеристика дорівнює еквівалентному напруженню. Також встановлено, що для сталі 45 і сталі 40Х можна збільшити умовну границю текучості відносно початкової границі текучості майже на 50%.

2. ПІДВИЩЕННЯ ПЛАСТИЧНОСТІ МЕТАЛІВ ПРИ СКЛАДНОМУ ПЛАСТИЧНОМУ ДЕФОРМУВАННІ

2.1. Вплив кривизни траєкторій деформування часток в об'ємі матеріалу при обробці тиском на його пластичність в умовах складного навантаження

Експериментальні дослідження пластичності циліндричних зразків із сталей P9, P12, P18, що піддаються спільному крученню з розтягом показали, що в умовах складного навантаження на пластичність істотно впливає швидкість накопичення пошкоджень і їх заліковування у вигляді похідних від показників напруженого стану. Показано, що в умовах складного навантаження, коли перша і друга похідна від безрозмірного показника напруженого стану ростуть, зростає вплив кривизни шляхів деформування частинок матеріалу на пластичність. Отримані результати дозволили здійснювати вибір феноменологічних критеріїв руйнування, які продукують більш достовірний результат оцінки використаного ресурсу пластичності в технологічних процесах обробки металів тиском.

Проблема оцінки деформовності металів і сплавів без руйнування - комплексна проблема, вирішення якої базується на феноменологічній теорії механіки суцільних середовищ. Сучасні уявлення металофізики про механізм руйнування на дислокаційному рівні, механіків на рівні механіки руйнування, не дозволяють оцінювати ступінь деформацій, при якому відбувається руйнування металів в умовах складного навантаження. Під складним навантаженням будемо розуміти процес навантаження в мікрооб'ємах суцільного середовища, що задається шістьма незалежними функціями часу $\sigma_{ij}(t)$ або п'ятьма девіаторними функціями $S_{ij}(\bar{t})$, оскільки $S_{ii}=0$. Зазначені функції змінюються пропорційно одному параметру - просте навантаження, або компоненти тензора змінюються не пропорційно одному параметру - складне навантаження (траєкторії середньої кривизни). Допускається зміна знака компонент тензора напружень аж до прояву ефекту Баушінгера (траєкторії великої кривизни).

Таким чином, слідуючи термінології А. А. Ільюшина [55] при складному навантаженні однією з основних характеристик траєкторії навантаження є її кривизна. Такий опис історії навантаження призводить до необхідності реалізації необмеженої кількості траєкторій і практичне застосування цих функцій в феноменологічних умовах руйнування стає неможливим. Крім того при одних і тих же умовах формозміни траєкторії навантаження будуть різними [5]. При цьому процес навантаження частинок матеріалу доводиться досліджувати в шестивимірному просторі, що викликає ряд труднощів методичного характеру, зростає трудомісткість і обсяг розрахунків, втрачається наочність. У зв'язку з викладеним, введемо новий простір - накопичена інтенсивність деформацій і безрозмірні показники напруженого стану [5].

Сучасні процеси холодного об'ємного штампування можна віднести до розряду наукомістких технологій. Розміри, форма, якість поверхонь у заготовок максимально наближені до аналогічних параметрів готових деталей. Технологія формування нових наноструктурованих матеріалів передбачає процеси складного навантаження частинок матеріалу і відстеження граничних ступенів деформацій.

У зв'язку з викладеним існує необхідність створення розрахункового апарату, що дозволяє оцінювати граничне формозмінення в умовах складного навантаження з урахуванням впливу першої і другої похідної від показника напруженого стану на накопичення пошкоджень і їх заліковування в процесах обробки тиском.

Як вже було зазначено, процес навантаження будемо розглядати в просторі безрозмірних показників напруженого стану.

Представимо тензор напружень у виді [101]

$$\sigma_{ij} = \tau S_{ij}^0 + \sigma \delta_{ij}, \quad (2.1)$$

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

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

S_{ij} – компоненти девіатора напружень;

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

Поділивши ліву і праву частини виразу (2.1) на σ_u – інтенсивність напружень, отримаємо

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_u} = \sqrt{\frac{2}{3}} S_{ij}^0 + \frac{\eta}{3} \delta_{ij}, \quad (2.2)$$

де $\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u} = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$ – показник напруженого стану, який відображає

вплив відносного гідростатичного тиску на пластичність.

Геометричний зміст показника η ілюструє рис. 2.1 Показник η означає нахил вектора OM до гідростатичної осі [23]

$$\operatorname{ctg} \omega_p = \frac{OP}{OD} = \frac{\sqrt{3}\sigma}{\tau} = \frac{\eta}{\sqrt{2}}. \quad (2.3)$$

Положення OD в девіаторній площині визначається величиною кута виду напруженого стану ω_σ (рис. 2.2), який пов'язаний з параметром Надаї-Люде співвідношенням

$$\mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 = -\sqrt{3} \operatorname{ctg} \left(\omega_\sigma + \frac{4}{3} \pi \right). \quad (2.4)$$

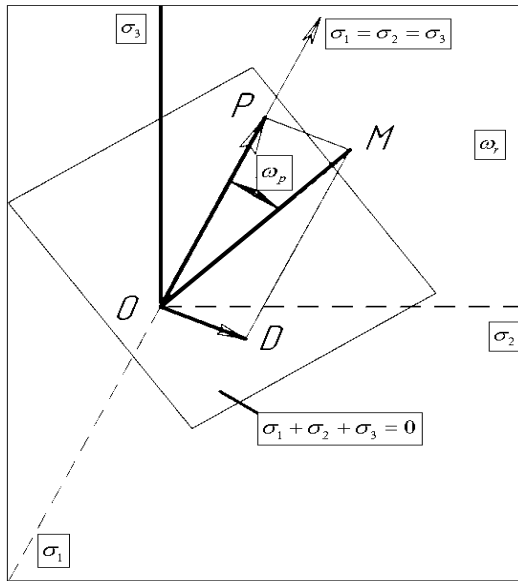


Рис. 2.1. Гідростатична вісь – ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$) і девіаторна площина – ($\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$)

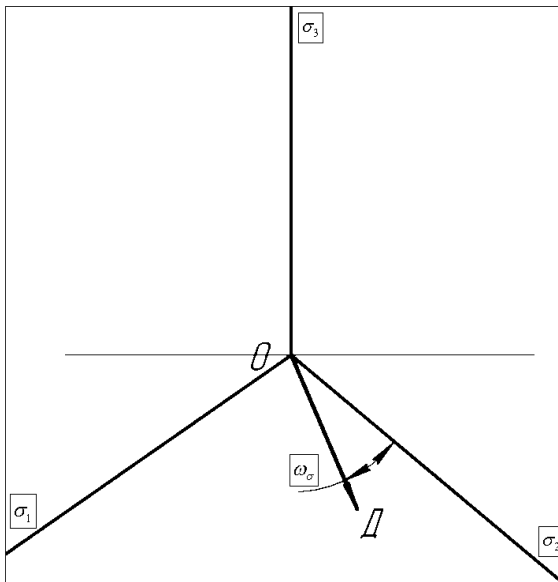


Рис. 2.2. Проекції координатних осей на девіаторну площину і кут ω_σ напруженого стану

В просторі головних напружень (2.2) має вид:

$$\begin{aligned}\frac{\sigma_1}{\sigma_u} &= \frac{1}{3} \left(\eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right), \\ \frac{\sigma_2}{\sigma_u} &= \frac{1}{3} \left(\eta + \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right), \\ \frac{\sigma_3}{\sigma_u} &= \frac{1}{3} \left(\eta - \frac{3 + \mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right).\end{aligned}\tag{2.5}$$

Якщо використовувати криву течії, то від (2.5) перейдемо до головних напружень:

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= \sigma - \sigma_u \frac{\mu_\sigma - 3}{3\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}, \\ \sigma_2 &= \sigma + \sigma_u \frac{2\mu_\sigma}{3\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}, \\ \sigma_3 &= \sigma - \sigma_u \frac{3 + \mu_\sigma}{3\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}.\end{aligned}\tag{2.6}$$

Таким чином, з (2.5) випливає, що траєкторії навантаження можна задавати в тривимірному просторі з координатами e_u , η , μ_σ , χ .

Залежності $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$ а також

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(\Gamma_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}\tag{2.7}$$

введений в роботі [5] з метою врахування впливу третього інваріанта тензора напружень на пластичність при об'ємному напруженому стані, названі нами «шляхи деформування», на відміну від терміна «траєкторії навантаження» в просторі напружень, траєкторії деформацій (в просторі деформацій).

Із аналізу (2.5) випливає також, що при $\eta = \text{const}$ і $\mu_\sigma = \text{const}$ навантаження буде простим, а при $\eta = \eta(e_u)$, $\mu_\sigma = \mu_\sigma(e_u)$ – складним.

У загальному випадку напруженого стану залежність пластичності від схеми напруженого стану можна задати поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, координата якої (ступеню деформацій в момент руйнування) визначається феноменологічними критеріями руйнування [5]. На відміну від класичних гіпотетичних критеріїв міцності, використовуваних в опорі матеріалів, в яких гранична поверхню описується рівняннями (циліндр Мізеса, шестигранна призма Тріска і ін.) граничну поверхню руйнування $e'_p(\eta, \mu_\sigma)$ не слід описувати рівняннями, тому що вона залежить від історії деформування і може бути побудована за допомогою феноменологічних критеріїв [5].

Саме тому, феноменологічні критерії руйнування дозволяють будувати граничні поверхні, однак при цьому необхідно задавати кривизну шляхів

деформування частинок матеріалу в небезпечних зонах деформуємих заготовок.

Головною перевагою завдання траєкторій навантаження в просторі безрозмірних показників напруженого стану η, μ_σ, χ , полягає в тому, що в цьому випадку вид шляху деформування однозначно визначається умовами формозмінення, характерними для досліджуваного процесу і практично не залежить від механічних властивостей матеріалу [24]. Це дозволяє моделювати процеси обробки тиском на модельних матеріалах, в цьому випадку необхідно мати у своєму розпорядженні криві зміцнення $\sigma_u=f(\epsilon_u)$ і діаграми пластичності $\epsilon_p=f(\eta, \mu_\sigma, \chi)$.

Як зазначено вище, процеси навантаження будемо розраховувати в просторі безрозмірних показників напруженого стану, при цьому перша похідна від показників напруженого стану, характеризує швидкість накопичення пошкоджень (або їх заліковування, в залежності від знака похідної) - $\left(\frac{d\eta}{de_u}, \frac{d\chi}{de_u}, \frac{d\mu_\sigma}{de_u}\right)$, а друга похідна від показників $\left(\frac{d^2\eta}{de_u^2}, \frac{d^2\chi}{de_u^2}, \frac{d^2\mu_\sigma}{de_u^2}\right)$ - характеризує кривизну шляху деформування.

Швидкість накопичення пошкоджень або їх заліковування входить у вигляді функцій в критерій В. А. Огороднікова [5]

$$\psi = \int_0^{\epsilon_u^*} \left(1 + a \arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)\right) \frac{\left[e_u(\eta, \chi)\right]^{a \arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)}}{\left[e_p(\eta, \chi)\right]^{1 + a \arctg\left(\frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u}\right)}} \leq 1, \quad (2.8)$$

за допомогою якого оцінюють використований ресурс пластичності або граничну ступінь деформації в процесах обробки тиском в умовах об'ємного напруженого стану при складному навантаженні. У зазначений критерій входять перші похідні від показників напруженого стану, що характеризують швидкість накопичення пошкоджень.

Розглянемо їх вплив на накопичення пошкоджень і їх заліковування.

В роботі [5] наведені експериментальні дані, отримані шляхом випробування циліндричних зразків з матеріалів що не утворюють «шійку» в умовах одноосного розтягу. Це швидкокорізальні сталі Р6М5, Р12 і сталі 40Х, 45 випробувані в умовах спільного кручення і розтягу в умовах змінного гідростатичного тиску (до 2000 МПа) при цьому реалізували програми деформування, які забезпечують або сталість показників напруженого стану, або їх зміну по різних траєкторіях деформування в координатах «накопичена інтенсивність деформацій ϵ_u - показник напруженого стану η ». У випадку коли $\eta=\text{const}, \chi=\text{const}$ в момент руйнування $\epsilon_u=f(\eta)$ утворює діаграму пластичності (механічна характеристика матеріалу). Якщо реалізувати шляхи деформування матеріалу у вигляді прямих, нахилених до осі деформацій (рис. 4.5) дотримуючись функції

$$\eta = B \epsilon_u, \quad (2.9)$$

де $B=1, 4; 2; 2,86; 5$, то руйнування настане не в момент зустрічі з діаграмою пластичності, а пізніше, інакше кажучи якщо $\frac{d\eta}{de_u} > 0$ - відбувається заліковування дефектів.

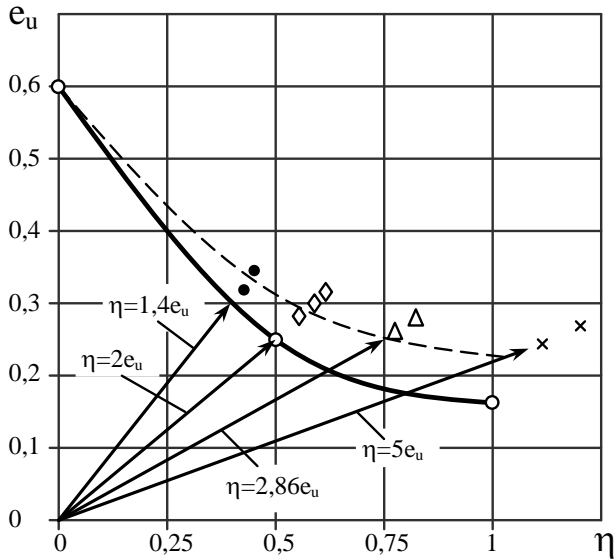


Рис. 2.3. Вплив виду шляхів деформування на швидкості накопичення пошкоджень і пластичність сталі P12 [5]:
 - - - розрахунок по критерію (2.8);
 —○— діаграма пластичності ($\eta = \text{const}$);
 ●, ◊, x, Δ - руйнування при складному деформуванні

У випадку якщо $\frac{d\eta}{de_u} < 0$ (рис. 2.4), то руйнування настає до зустрічі прямолінійних променів з діаграмою пластичності, тобто відбувається більш швидко розмноження дефектів. На рис. 2.4 показані шляхи деформування $\frac{d\eta}{de_u} > 0$ і $\frac{d\eta}{de_u} < 0$.

В роботі [2] введений коефіцієнт впливу історії деформування (першої та другої похідної від показників напруженого стану за інтенсивністю деформацій) на граничну ступінь деформації. Коефіцієнт w

$$w = \frac{e_p(\eta)}{e_p(\eta = \text{const})}, \quad (2.10)$$

де $e_p(\eta)$ - гранична ступінь деформації з урахуванням історії деформування, $e_p(\eta = \text{const})$ - гранична ступінь деформації при $\eta = \text{const}$.

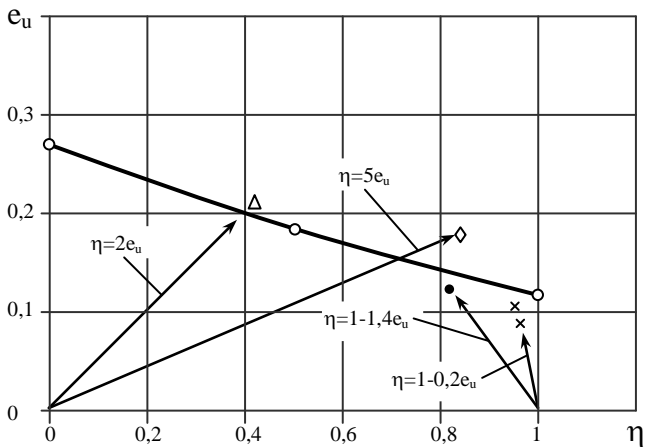


Рис. 2.4. Вплив виду шляхів деформування на пластичність сталі P9 [5]:

—○— - діаграма пластичності ($\eta = \text{const}$);

•, ◇, x, Δ - руйнування при складному деформуванні

На рис. 2.5 показана отримана нами залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від швидкості зміни показника напруженого стану $\frac{d\eta}{de_u}$ для сталі P18 по даним отриманим в роботі [5].

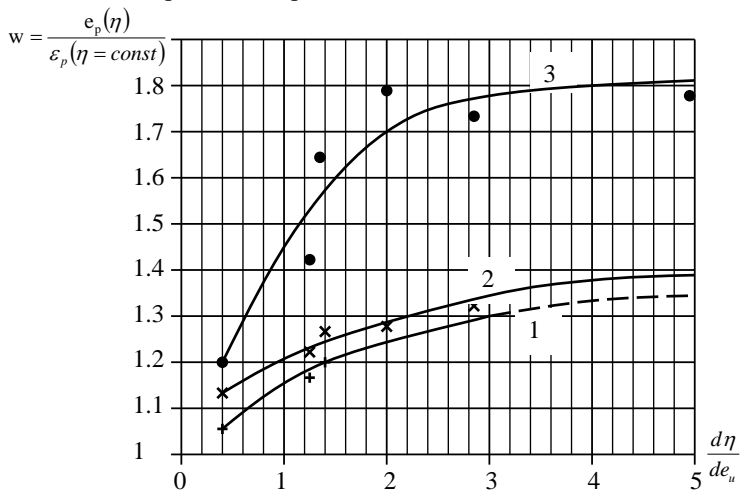


Рис. 2.5. Залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від швидкості зміни показника напруженого стану $\frac{d\eta}{de_u}$ (Сталь P18)

На рис. 2.6 показана залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від кривизни шляху деформування $\frac{d^2\eta}{de_u^2}$. Як випливає з рис. 2.5 зі зростанням першої похідної від показника напруженого стану зростає вплив коефіцієнта w .

При $\frac{d\eta}{de_u} > 5$ для сталі P18 w досягає величини 1,8. З рис. 2.6 випливає, що кривизна шляху деформування також впливає на пластичність. Так для сталей 45 і P9 коефіцієнт w досягає величини 1,4.

Однак для сталі 45 максимальне значення коефіцієнт $w=1,4$ досягає при $k \geq 2$, а для сталі P9 це ж значення $w=1,4$ досягає при кривизні $k=5$.

Таким чином, кривизна шляхів деформування часток матеріалу істотно впливає на накопичення пошкоджень і їх заліковування. Це слід враховувати при використанні феноменологічних критеріїв руйнування. Розрахунок граничних деформацій за допомогою критерію (2.8) враховує вплив історії деформування, дає близькі до експерименту результати. Так на рис. 2.3 пунктирна крива деформування граничних деформацій відображає результат розрахунку граничних деформацій за критерієм (2.8).

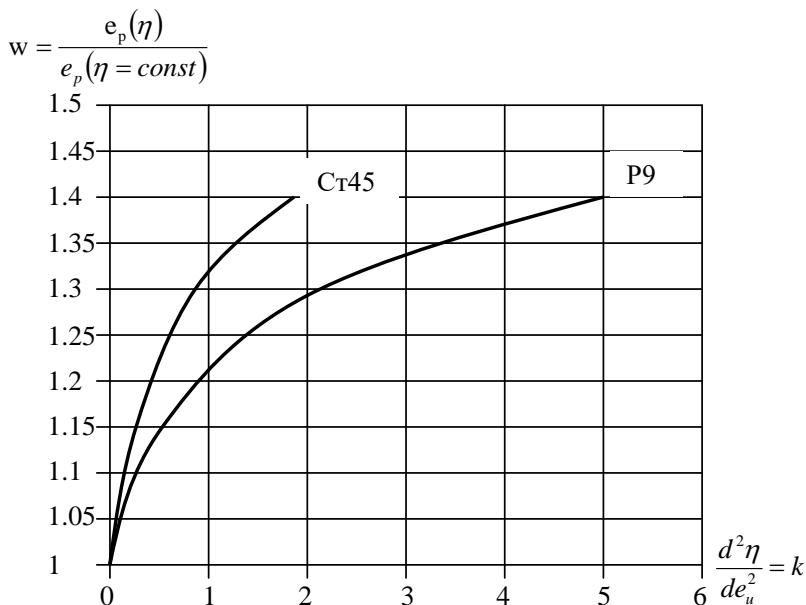


Рис. 2.6. Залежність коефіцієнта впливу історії деформування w від кривизни шляху деформування $\frac{d^2\eta}{de_u^2}$

Слід зазначити, що представлені на рис. 2.3 прямолінійні шляхи деформування $\eta = Ve_u$ де $V=1; 4; 2; 2,86; 5$ в просторі А. А. Ільюшина виявляються траєкторіями малої кривизни $\gamma = \gamma(e_z)$, де γ - кут зсуву, e_z - осьова деформація (кручення з розтягом, досліди М+Р). При цьому кривизна траєкторій $\gamma = \gamma(e_z)$ практично не впливає на граничну ступінь деформації. Таким чином, кривизна k по показнику η не є кривизна траєкторії по А. А. Ільюшину.

Аналіз результатів викладених вище експериментальних досліджень показує також, що похідні шляхів деформування істотно впливають на накопичення пошкоджень і їх заліковування, а отже, на міру пластичності. Зауважимо також, що функції $\eta = \eta(e_u)$ включають змінність двох параметрів -

відносного гідростатичного тиску і кривизни траєкторії деформацій $k = \frac{1}{\rho}$. З

тим, щоб виділити вплив кожного параметра отримані залежності кривизни траєкторії деформацій $\gamma = \gamma(e_z)$ від осьової деформації e_z для зразків, деформуємих в умовах складної деформації (всього 4 зразка) $\eta = e_u^2$, $\eta = 0,4e_u$, $\eta = \sqrt{e_u}$, $\eta = 2,86e_u$ в просторі $\eta = \eta(e_u)$. Це практично прямолінійні промені з різним кутом нахилу до осі η . У просторі деформацій - це траєкторії з різними кривизнами. На рис 2.7, 2.8 показані ці залежності.

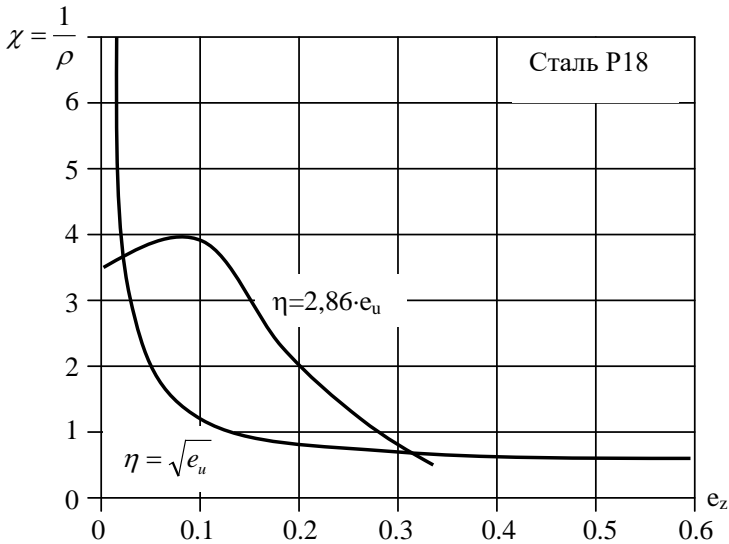


Рис. 2.7. Залежність кривизни траєкторії деформацій від осьової деформації e_z циліндричних зразків, що піддаються крученню спільно з розтягом [5]

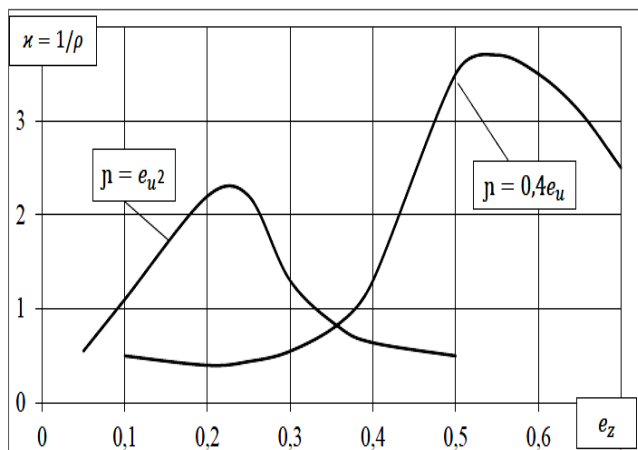


Рис. 2.8. Залежність кривизни траєкторії деформацій від осьової деформації e_z зразків, що піддаються крученню спільно з розтягом сталі P18 [5]

Як випливає з рис. 2.7, 2.8 кривизна траєкторії деформацій для шляхів деформування $\eta = e_u^2$, $\eta = 0,4e_u$, $\eta = \sqrt{e_u}$, $\eta = 2,86e_u$ (рис. 2.9) виявляється істотно різною. При цьому показник напруженого стану η змінюється практично однаково для відповідних шляхів деформування (рис. 2.9). Співпадіння граничних деформацій при руйнуванні зразків $\eta = e_u^2$, $\eta = 0,4e_u$, $\eta = \sqrt{e_u}$, $\eta = 2,86e_u$ відповідно, дозволяє припустити, що на пластичність основний вплив має похідна від показника напруженого стану, а не кривизна траєкторій деформацій. Це відноситься до траєкторій малої або середньої кривизни (за термінологією Ільюшина). Випадки зламу траєкторій, прояв ефекту Баушінгера - це особливий випадок, тут не розглядається. Що стосується шляхів деформування близьких до $\eta = \text{const}$ (траєкторії малої кривизни), то оцінку граничних деформацій можна здійснити за допомогою критерію Г. А. Смірнова-Аляєва [53]

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)} \leq 1, \quad (2.11)$$

який не враховує впливу історії деформування на пластичність.

При зміні першої похідної в межах $0,5 \leq \frac{d\eta}{de_u} \leq 1,75$ задовільну точність дає критерій В. Л. Колмогорова [66]

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \frac{d\bar{e}_u}{[e_p(\bar{e}_u)]} \leq 1. \quad (2.12)$$

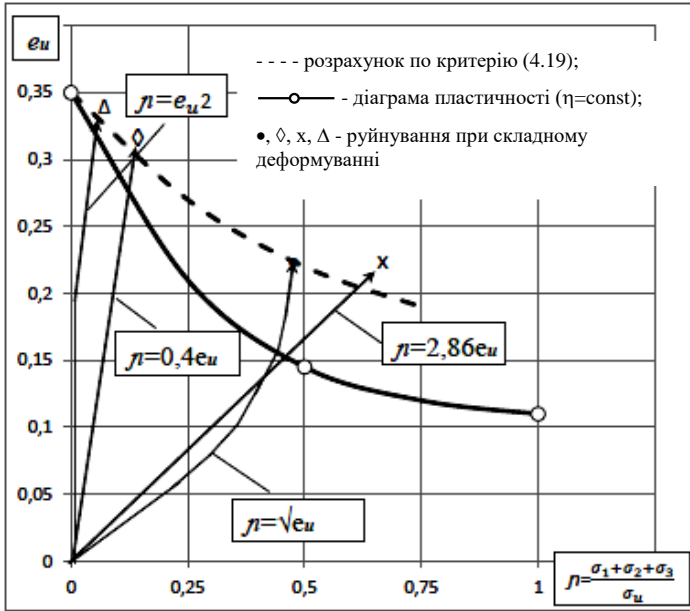


Рис. 2.9. Вплив історії деформування на пластичність сталі P18 [5]

При цьому застосування критерію В. Л. Колмогорова (2.12) доцільно, якщо кривизна шляху деформування перебуває в межах $0,25 \leq \frac{d^2\eta}{de_u^2} \leq 2$.

У випадку зміни параметра $\frac{d\eta}{de_u} \geq 2$ найбільшу точність дає критерій (2.8).

При цьому застосування критерію (2.8) доцільно, якщо кривизна шляху деформування перебуває в межах $\frac{d^2\eta}{de_u^2} \geq 3$.

Наведено приклад технологічного процесу, в якому частки металу в процесі деформації супроводжуються траєкторіями середньої кривизни, а шляхи деформування є кривими у вигляді квадратичних парабол, при цьому показник напруженого стану змінюється від $\eta = -2$ (двовісний стиск) до $\eta = -5$ (всебічний стиск). Таким процесом є ротаційне обтиснення, при якому заготовка деформується конічними штампами, що сходяться, які забезпечують всебічне пульсуюче прикладання тиску (рис. 2.10).

Схема напруженого стану при цьому навантаженні виявляється сприятливою, що дозволяє обробляти заготовки з малопластичних, важкодеформуємих металів і сплавів. Проте, за певних умов деформування в заготовках з малопластичних матеріалів в центрі заготовок часто утворюються

тріщини. В силу зазначеного, виникає необхідність запобігання браку від руйнування за допомогою розрахункового апарату феноменологічної теорії деформування, в основу якої покладено критерії деформовності.

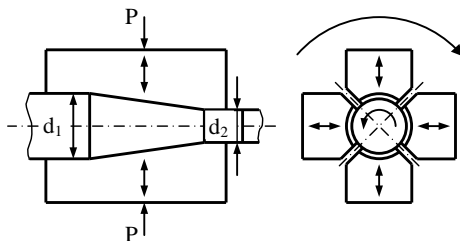


Рис. 2.10. Схема деформування заготовки при ротаційному обтисненні

В умовах (2.8), (2.11), (2.12) передбачається інформація про шляхи деформування часток матеріалу в небезпечній області деформуємої заготовки, а також діаграма пластичності в координатах $e_p=f(\eta)$. В роботі [23] отримані шляхи деформування $\eta=f(e_u)$ часток матеріалу заготовок в небезпечній області, для різних обтиснень $\delta=0,135$, $\delta=0,24$, $\delta=0,305$, $\delta=0,37$.

На рис. 2.11 діаграму пластичності дюралюмінію Д1-Т співставили з шляхами деформування $\eta=f(e_u)$ часток матеріалу заготовок підданих різним обтисненням (криві 1-4).

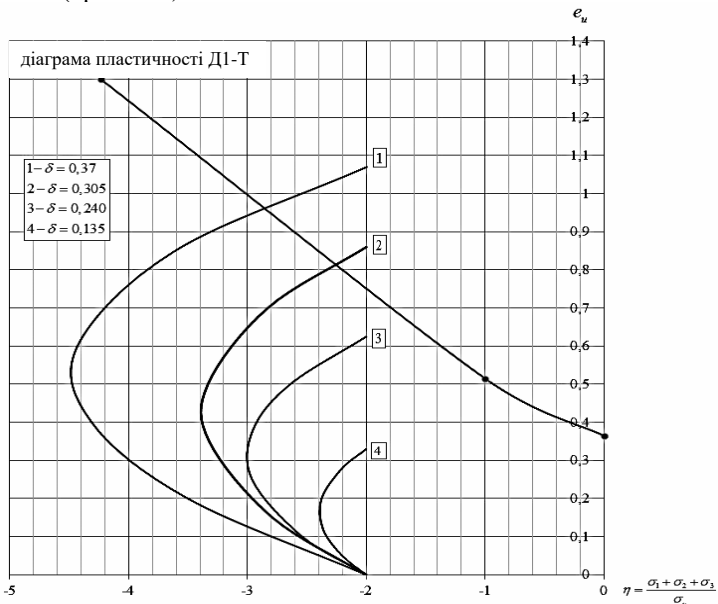


Рис. 2.11. Шляхи деформування часток дюралюмінію Д1-Т уздовж осі симетрії заготовок при ротаційному куванні [5] (1, 2, 3, 4 - шляхи деформування при різних обтисненнях)

Значення використаного ресурсу пластичності ψ : по критерію (2.8) $\psi=1,05$, по критерію (2.11) $\psi=1,621$, по критерію (2.12) $\psi=0,981$. При максимальному обчисленні $\delta=0,37$ в центрі заготовки спостерігалася тріщина, що підтверджено розрахунком за критерієм (2.8).

Таким чином, для процесів, що супроводжуються в результаті формозмінення траєкторіями деформування часток матеріалу, при яких $+5 \leq \frac{d\eta}{de_u} \geq -5$ найбільшу збіжність з експериментом дає критерій (2.8).

Якщо процеси пластичного деформування розглядати в просторі: накопичена інтенсивність деформацій - безрозмірні показники напруженого стану, то у вказаних координатах накопичення пошкоджень або їх заліковування залежить від швидкості накопичення пошкоджень. В умовах складного навантаження, коли швидкість накопичення пошкоджень (перша похідна від показника напруженого стану) $\frac{d\eta}{de_u} \geq 5$, а друга похідна від

показника $\frac{d^2\eta}{de_u^2} > 1$, найбільш близькі до експерименту результати дає критерій деформовності (2.8), який враховує вплив історії деформування на пластичність.

2.2. Ресурс пластичності заготовок при послідовних операціях пластичного формозмінення

Для оцінки величини використаного ресурсу пластичності необхідно отримати експериментальну залежність пластичності деформованого металу від схеми напруженого стану та розрахувати поле напружень у пластичній області. При дослідженні поля напружень був використаний експериментально-розрахунковий метод, в якому в якості вихідної використовується інформація про кінематику процесу.

Кінематику деформування при видавлюванні визначали методом функцій току [105]. При цьому, на меридіональний переріз заготовок ($h_0=100$ мм, $d_0=40$ мм), складених із двох половинок, наносили координатну сітку з кроком 1 мм. Видавлювання проводили через конічну матрицю з кутом воронки 90° із діаметру 40 мм в діаметр 20 мм. Швидкість переміщення пуансона $v_0=10$ мм/хв, що практично виключає вплив тепловиділення і швидкісних ефектів на характер пластичної течії. В стадії сталої течії лінії, паралельні осі симетрії, співпадають з траєкторіями руху матеріальних часток, а також з лініями току, які є ізолініями функцій току. Функції току визначали на вході в канал матриці

$$\Phi_{1,j} = \pi v_0 (R_{1,j}^2 - R_{1,1}^2), \quad (2.13)$$

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

і вважали їх сталими вздовж ліній току, що співпадають із відповідними лініями координатної сітки. Експериментальні значення функцій току апроксимували згладжуючими кубічними сплайн-функціями уздовж ліній $r_j = \text{const}$ і $z_j = \text{const}$. Компоненти тензору швидкостей деформацій і їх інтенсивність розраховували по формулам

$$\begin{aligned}\dot{\epsilon}_\varphi &= -\frac{1}{2\pi r^2} \frac{\partial \Phi}{\partial z}, \\ \dot{\epsilon}_z &= \frac{1}{2\pi r^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z \partial r},\end{aligned}\tag{2.14}$$

$$\begin{aligned}\dot{\epsilon}_r &= \frac{1}{2\pi r^2} \frac{\partial \Phi}{\partial z} - \frac{1}{2\pi r} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z \partial r}, \\ \dot{\epsilon}_u &= \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_r)^2 + (\dot{\epsilon}_r - \dot{\epsilon}_z)^2 + (\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\varphi)^2} + \frac{2}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2\end{aligned}$$

Накопичену деформацію розраховували по формулі

$$e_u(r, z) = \int_0^t \dot{\epsilon}_u(z(\tau), r(\tau)) d\tau,\tag{2.15}$$

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

Перед радіальним видавлюванням на меридіональний переріз заготовки наносили нову прямокутну сітку. Заготовку видавлювали за три етапи до діаметру $d=34$ мм ($d_0=20$ мм). Після кожного етапу вимірювали координати точок елементів ділильної сітки. Компоненти тензора швидкостей деформацій вираховували за формулами

$$\begin{aligned}\dot{\epsilon}_r &= \frac{r}{r_0} \left[\frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial a} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial a} \right], \\ \dot{\epsilon}_\varphi &= \frac{1}{r} \frac{\partial r}{\partial a},\end{aligned}\tag{2.16}$$

$$\begin{aligned}\dot{\epsilon}_z &= \frac{r}{r_0} \left[\frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial a} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial a} \right], \\ \dot{\gamma}_{rz} &= \frac{r}{r_0} \left[\frac{\partial r}{\partial r_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial a} + \frac{\partial z}{\partial z_0} \frac{\partial^2 z}{\partial r_0 \partial a} - \frac{\partial r}{\partial z_0} \frac{\partial^2 r}{\partial z_0 \partial a} - \frac{\partial z}{\partial r_0} \frac{\partial^2 z}{\partial z_0 \partial a} \right].\end{aligned}$$

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.

Перед контурною осадкою на меридіональний переріз заготовки наносили нову прямокутну сітку. Осадку реалізували за два переходи. При

цьому діаметр заготовки збільшився до $d=42\text{мм}$. Компоненти тензора швидкостей деформацій вираховували по формулам (2.16).

Значення накопиченої деформації при формозмінні без розвантажень знаходили по формулі (2.15). Оскільки перед радіальним видавлюванням і контурною осадкою наносили нову ділильну сітку, то накопичену деформацію в цих випадках визначали як суму отриманої на даному етапі по формулі (2.15) і накопиченої деформації в кінці попередньої операції. При радіальному видавлюванні і контурні осадці в якості параметру пропорційного t в формулі (2.15) використовували максимальний діаметр стовщення.

Компоненти девіатора напружень розраховували по співвідношенням (2.15), які дозволяють врахувати вплив немонотонності пластичної деформації [57, 4]. Залежності $\beta(e_u)$, $\varphi(e_u - e_u^0)$ для сталі 10 отримували експериментально по методиці [8]. Експериментальні результати апроксимували функціями

$$\beta = 0,34 + 0,66 \exp(-62e_u), \quad (2.17)$$

$$\varphi = 0,19 + 0,81 \left(-22,3(e_u - e_u^0)^{0,806} \right) \quad (2.18)$$

Сталі, що входять в (2.17) і (2.18) визначали методом найменших квадратів. Компоненти тензора напружень знаходили шляхом інтегрування диференціальних рівнянь рівноваги

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\varphi}{r} = 0, \quad (2.19)$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0. \quad (2.20)$$

При цьому також використовували інтегральне рівняння рівноваги

$$P = 2\pi \int_0^R \sigma_z r dr, \quad (2.21)$$

де R - радіус тіла, що деформується,

P - зусилля, яке визначається при деформуванні тіла, що досліджується.

Однак, в даному випадку, число рівнянь перевищує число невідомих. Тому при такому визначенні напружень одне з диференціальних рівнянь рівноваги залишається незадовільненим. Для того, щоб задовольнити обидва рівняння рівноваги, нами використана методика Г. Д. Деля [3] корегування компонент девіатора напружень.

Використаний ресурс пластичності вираховували по критерію [106]

$$\psi = 3\psi_0^2 \exp \left(c \int_0^{e_u} \frac{\eta de_u^*}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) + \psi_{ij} \psi_{ij}, \quad (2.22)$$

де
$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}.$$

Константу a приймали рівною $a=0.4$, а константу c рівною $c=1$. Поверхню граничної пластичності для сталі 10 будували по методиці [9] і апроксимували рівнянням

$$\epsilon_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{0.68e^{-0.91\eta}}{1 - 0.2784\mu_\sigma - 0.072\mu_\sigma^2}. \quad (2.23)$$

Використаний ресурс пластичності ψ_0 перед видавлюванням приймали рівним нулю $\psi_0=0$, перед радіальним видавлюванням і контурною осадкою в якості ψ_0 приймали значення ψ , отримані в кінці попередньої операції. Історію деформування задавали шляхами $\eta(\epsilon_u)$, $\mu_\sigma(\epsilon_u)$. Значення η і μ_σ при даному ϵ_u розраховували по формулам (1.5), (1.6).

Оскільки у випадках, що розглядаються, має місце осесиметрична деформація, то одне із головних напружень приймали рівним σ_ϕ , а два інших визначали по формулі

$$\sigma_{\max} = \frac{\sigma_z + \sigma_r}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_z - \sigma_r)^2 + 4\tau_{rz}^2}. \quad (2.24)$$

min

Результати розрахунку використаного ресурсу пластичності приведені на рис. 2.12.

Аналіз розподілу ψ по перерізу заготовки показує, що при прямому видавлюванні максимальне значення ψ приймає в периферійній зоні (рис. 2.12, а). Ця область залишається найбільш небезпечною і при двох подальших операціях (рис. 2.12, б, в). При радіальному видавлюванні і подальші контурні осадці розподіл ψ на горизонтальні осі симетрії наближується до рівномірного. Тому таку послідовність операцій можна вважати вдалою.

Необхідно відмітити, що тріщини на вільній поверхні заготовки з'являються при діаметрі стовщень $d_{\max} > 46$ мм. Точно встановити момент появи макротріщини у випадку, що розглядається, дуже складно. Експериментальні значення максимального діаметру стовщень мало відрізняються від отриманого в даній роботі діаметра $d_{\max} = 42$ мм, для якого розрахункові значення ψ близькі до одиниці. Це свідчить про те, що запропонований метод розрахунку використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні дозволяє отримати результати, достатньо близькі до експериментальних.

Дослідження пластичності металу при немонотонному навантаженні, яке має місце при прямому видавлюванні циліндричних заготовок з подальшим радіальним видавлюванням і контурною осадкою отриманого фланцю з використанням феноменологічної теорії деформовності основаної на тензорній моделі процесу накопичення пошкоджень показали, що отримання виробів шляхом послідовних операцій пластичного формозміння має широкі можливості підвищення якості готової продукції. Немонотонність деформації була врахована при дослідженні напружено-деформованого стану.

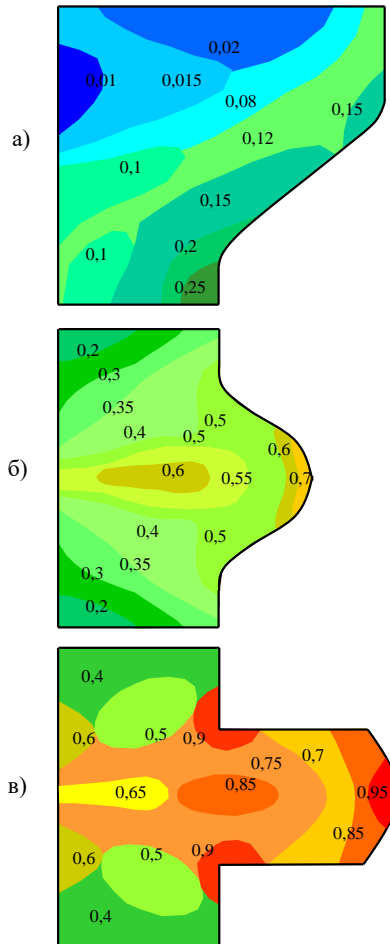


Рис. 2.12. Використаний ресурс пластичності після: а – прямого видавлювання, б – радіального видавлювання, в – контурної осадки

Дослідження пластичності металу при немонотонному навантаженні, яке має місце при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою пористих заготовок, при прийнятій послідовності технологічних операцій показали, що в такому випадку вдається отримувати діаметри стовщень в 1,4-1,6 рази більше, чим при поперечному видавлюванні. Це обумовлено тим, що має місце сприятливий розподіл використаного ресурсу пластичності ψ по об'єму деформуємої заготовки, а також позитивним впливом на кінцевому етапі нерівномірного стиску при досить великих деформаціях зсуву на механічні характеристики пористого тіла. Крім того, ефективність процесу суттєво залежить від ступеню використання запасу пластичності ψ в кінці процесу

поперечного видавлювання. Чим це значення менше, тим більший ступінь деформації можна отримати при подальшій осаді. З іншого боку, ступінь деформації при поперечному видавлюванні визначається вимогами до геометрії і розмірів готового виробу і тому може зменшуватися тільки до певних значень.

2.3. Контактні напруження при холодному деформуванні пористих заготовок. Оцінка пластичності при прямому видавлюванні пористої заготовки

Точність розв'язку крайових задач пластичної течії пористих тіл суттєво залежить від точності задання граничних умов на контактних поверхнях пористої заготовки з інструментом. В більшості випадків вплив тертя на напружено-деформований стан в пластичній області враховується законами тертя Амонтона-Кулона і Зібеля. Однак слід відмітити, що напруження тертя залежать не тільки від стану контактної поверхні, але і від напружено-деформованого стану в об'ємі матеріалу заготовки, що примикає до границі контакту. Також існує велика невизначеність у виборі значень коефіцієнтів тертя в законах тертя Амонтона-Кулона і Зібеля.

На даний час відомості про дослідження умов тертя при холодній пластичній деформації пористих тіл у літературних джерелах в достатній кількості не представлені.

Тому була розв'язана зворотна задача. Зміст цієї задачі у визначенні поля напружень по експериментально визначені кінематиці і рівнянням станів. А по отриманим полям напружень визначаються значення нормальних і дотичних напружень на контактній поверхні

$$\sigma_n = \sigma_r \cos^2 \alpha + \sigma_z \sin^2 \alpha + \tau_{rz} \sin 2\alpha, \quad (2.25)$$

$$\tau_n = \frac{\sigma_r - \sigma_z}{2} \sin 2\alpha + \tau_{rz} \cos 2\alpha,$$

де α - кут між нормаллю до поверхні заготовки і віссю r ;

$\sigma_r, \sigma_z, \tau_{rz}$ – компоненти тензора напружень на контактних поверхнях.

Був досліджений процес видавлювання пористої заготовки на неусталеній стадії. Для цього пористу заготовку довжиною 24,6 мм і діаметром 20 мм з початковою пористістю 23% виготовлену із порошку ПЖ4М2 розрізали вздовж осі симетрії. На меридональній переріз однієї половинки наносили прямокутну сітку з кроком в напрямках осей z і r рівним 0,7 мм. Координати вузлів вихідної сітки визначали на інструментальному мікроскопі. Потім половинки складали і заготовку видавлювали через конічну матрицю з кутом між утворюючими конічної частини матриці 120° , з обтисненням 20% за три етапи. Вихідна заготовка вважалась нульовим етапом. Після кожного переходу заготовку витягали із матриці і на інструментальному мікроскопі визначали координати l -го вузла спотвореної сітки на m -ом етапі деформування $\tilde{z}_{l,m}, \tilde{r}_{l,m}$. Отримані масиви координат вузлів діляльної сітки на всіх етапах були вихідними даними для розрахунку деформованого стану. Наближене значення

швидкостей течії часток матеріалу в l -ому вузлі сітки розраховуємо по формулам [5, 16]

$$\tilde{v}_{z,l,m} = \frac{dz_l(t_m)}{dt} \quad (2.26)$$

$$\tilde{v}_{r,l,m} = \frac{dz_l(t_m)}{dt}$$

де $z_l(t_m)$, $r_l(t_m)$ – апроксимації експериментальних значень координат вузлів $\tilde{z}_{l,m}$, $\tilde{r}_{l,m}$ які будували за допомогою кубічних сплайн-функцій одного аргументу.

Задачу побудови апроксимацій значень швидкостей $v_z(z,r,t_m)$, $v_r(z,r,t_m)$ в ейлерових змінних формулювали у варіаційній постановці для кожного етапу

$$\sum_{l=1}^L \alpha_l (f_l - \tilde{f}_l)^2 + \iint_{\Omega} \left[\left(\frac{\partial^2 f}{\partial z^2} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial^2 f}{\partial z \partial r} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 f}{\partial r^2} \right)^2 \right] d\Omega \rightarrow \min \quad (2.27)$$

де L – загальне число вузлів сітки,
 $f(z,r)$ – апроксимуюча функція,

f_l , \tilde{f}_l - значення апроксимуючої і апроксимуємої функції у вузлах.

Апроксимації v_z і v_r шукали у вигляді структур

$$v_z = \sum_{k=1}^K C_k \left(\beta_k - r \frac{\partial \beta_k}{\partial r} \right), \quad (2.28)$$

$$v_r = r \sum_{k=1}^K C_k \beta_k, \quad (2.29)$$

де C_k – довільні числові коефіцієнти,

$\beta_k(z,r)$ – зсуви-стиску кубічних В-сплайнів Шенберга.

Співвідношення (2.28), (2.29) дозволяють тотожно задовольнити умовам осевої симетрії

$$v_r=0; \quad \frac{\partial v_r}{\partial r} \neq 0; \quad \frac{\partial v_z}{\partial r} = 0.$$

Підстановка структур (2.28), (2.29) в (2.27) і мінімізація отриманого виразу по коефіцієнтам C_k приводить до системи лінійних алгебраїчних рівнянь відносно C_k , розв'язок яких дозволяє отримати шукані апроксимації v_z і v_r .

Компоненти тензора швидкостей деформацій визначали по відомим співвідношенням

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.30)$$

У випадку, що розглядається, компоненти тензора напружень задовольняють диференціальним рівнянням рівноваги (2.19), (2.20) і граничним умовам, які в експериментально-розрахункових методах зазвичай приймають в інтегральному вигляді на границях G_n пружної і пластичної зон

$$P_n = 2\pi \int_{G_n} r(\sigma_z v_z + \tau_{rz} v_z) dG \quad (2.31)$$

де n – число ділянок, на яких відомі P_n ,

v_r, v_z – одиничний вектор зовнішньої нормалі до G_n .

Величина зусилля P_n зазвичай відома із експерименту або із постановки задачі.

В якості фізичної моделі матеріалу прийнята модель [30] жорстко-пластичного зміцнюваного пористого тіла з поверхнею навантаження, яка має форму еліпсоїда з на півосями, що залежать від величини пористості

$$\tau_0^2 = \frac{p^2}{\psi(\theta)(1-\theta)} + \frac{\tau^2}{\varphi(\theta)(1-\theta)} \quad (2.32)$$

де θ – пористість,

$$p = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij} - \text{середнє напруження,}$$

τ_0 – інтенсивність напружень (границя текучості) матеріалу основи,

$\psi(\theta), \varphi(\theta)$ – функції пористості.

В якості міри деформаційного зміцнення матеріалу основи прийнята накопичена деформація матеріалу основи

$$\Gamma_0 = \int_0^t \dot{\gamma}_0(t) dt \quad (2.33)$$

де t – час деформування,

$$\dot{\gamma}_0 = \sqrt{\frac{\varphi \dot{\gamma}^2}{1-\theta} + \frac{\psi \dot{\epsilon}^2}{1-\theta}} - \text{інтенсивність швидкостей деформацій матеріалу}$$

основи.

Напруження σ_{ij} шукали у вигляді структури

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^{(0)} + \sum_{k=1}^K C_k \sigma_{ij}^{(k)}, \quad (2.34)$$

де $\sigma_{ij}^{(0)}$ – поле напружень, що тотожно задовольняє відомим статичним граничним умовам (локально і інтегрально) та рівнянням рівноваги,

$\sigma_{ij}^{(k)}$ – послідовність полів напружень, що тотожно задовольняють рівнянням рівноваги і однорідним статичним граничним умовам на поверхнях, де відомі напруження.

Задана структура тотожно задовольняє рівнянням рівноваги (2.19), (2.20) і граничним умовам (2.31).

Аналіз розподілу напружень по перерізу заготовки показує, що умови тертя на контактній поверхні змінюються, тому у даному випадку на останньому етапі стаціонарна стадія не досягається. Дотичне τ_n і нормальне σ_n напруження на контактній поверхні розраховували по формулі (2.25) для кожного етапу.

На першому етапі тільки починається заповнення каналу матриці пористість змінюється від $\theta_0=0,21$ до $\theta_0=0,12$, тобто відбувається інтенсивне ущільнення. Розподіл τ_n і σ_n вздовж утворюючої матриці для цього випадку показано на рис. 2.13, 2.14.

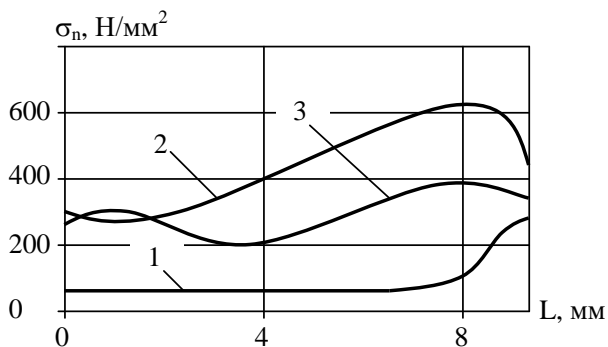


Рис. 2.13. Розподіл нормальних напружень по поверхні контакту σ_n : 1 – в кінці першого етапу видавлювання; 2 – в кінці другого етапу видавлювання; 3 – в кінці третього етапу видавлювання

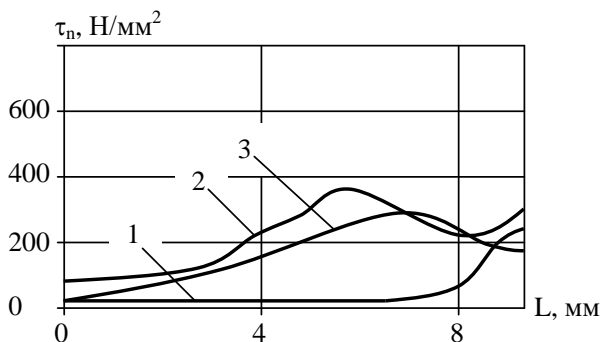


Рис. 2.14. Розподіл дотичних напружень по поверхні контакту τ_n : 1 – в кінці першого етапу видавлювання; 2 – в кінці другого етапу видавлювання; 3 – в кінці третього етапу видавлювання

На другому і третьому етапах пористість зменшується в основному в шарі металу на границі контакту. На третьому етапі в приконтактному шарі кінчної частини матриці пористість зменшується до $\theta=0,05$, а накопичена деформація основи дорівнює відповідно $\Gamma_0=1,8$. В той час як середнє значення пористості по об'єму складає $\theta=0,1$, а накопиченої деформації - $\Gamma_0=0,3\dots 0,5$. Розподіл τ_n і σ_n по поверхні контакту в кінці другого і третього етапів приведені на рис. 2.13, 2.14.

Інтенсивність напружень матеріалу основи τ_0 , що відповідає даному ступеню деформації знаходимо по криві течії матеріалу основи $\tau_0(\Gamma_0)$ і відомим значенням Γ_0 . Розподіл τ_0 приведений на рис. 2.15.

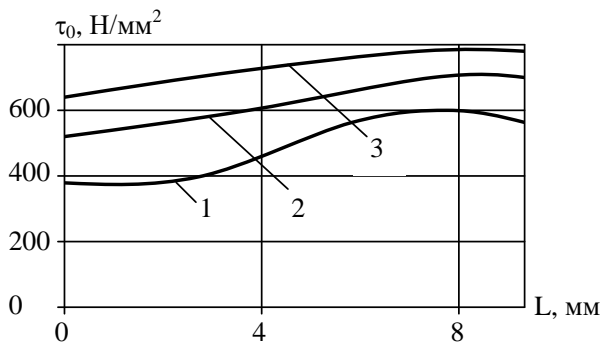


Рис. 2.15. Розподіл інтенсивності напружень матеріалу основи τ_0 : 1 – в кінці першого етапу видавлювання; 2 – в кінці другого етапу видавлювання; 3 – в кінці третього етапу видавлювання

Аналіз отриманих результатів показує, що залежність τ_n від σ_n і від τ_0 нелінійна.

Тому використання при розв'язку крайової задачі пластичної деформації пористих тіл законів Амонтона-Кулона і Зібеля в якості граничних умов може привести до значних похибок і спотворенню істинної картини розподілу напружень в об'ємі заготовки, що деформується.

В технологічних процесах отримання заготовок та виробів із порошкових матеріалів особливе місце займають процеси холодної пластичної деформації спечених матеріалів. Процеси холодного формозмінення 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 [30]. В даній роботі приведені результати дослідження процесу прямого видавлювання заготовок із мідного порошку ПМС-1.

При прямому видавлюванні має місце усесторонній 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 усестороннього стику наряду з процесами заліковування пор мають місце процеси пластичного розривлення. Тому важливо вибрати таку ступінь обтиснення та геометрію матриці, щоб процеси заліковування, тобто

зменшення пористості, переважали над пластичним розрихленням. Аналіз досліджень, виконаних в роботах [30] показує, що при обтисненнях більших 60% в окремих об'ємах видавленої 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 α 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 $\alpha=90^0$ має місце найбільша нерівномірність деформацій. Однак при зменшенні кута α нерівномірність розподілу деформацій зменшується тільки до деякого значення. При малих кутах $\alpha<30^0$, у зв'язку з ростом поверхні контакту нерівномірність деформацій знову збільшується. Причому, в даному випадку значний вплив мають сили тертя, чим ці сили більші, тим більша нерівномірність. Це свідчить про існування оптимального значення кута α , при якому нерівномірність деформацій мінімальна. При такому куті і зусилля видавлювання має бути мінімальним. На основі аналізу робіт [5, 30] нами прийнято кут $\alpha=60^0$ та обтиснення 43%.

При дослідженні кінематики пластичної деформації пористого тіла використовували метод координатних сіток. Експериментальні дослідження по прямому видавлюванню 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 0.7мм на фрезерному станку з ЧПУ. Видавлювання проводили на пресі ПММ-125 за допомогою спеціально сконструйованого пристрою. 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 інструментальному 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 [16], що швидкості течії частинок матеріалу v_z, v_r при стаціонарній деформації можуть бути обчислені за формулами

$$v_z = v_0 \frac{\partial z}{\partial z_0} \quad (2.35)$$

$$v_r = v_0 \frac{\partial r}{\partial z_0} \quad (2.36)$$

$$v_z = \frac{v_0}{\Delta} \frac{\partial r_0}{\partial r} \quad (2.37)$$

$$v_r = -\frac{v_0}{\Delta} \frac{\partial r_0}{\partial z}, \quad (2.38)$$

$$\Delta = \frac{\partial z_0}{\partial z} \frac{\partial r_0}{\partial r} - \frac{\partial z_0}{\partial r} \frac{\partial r_0}{\partial z}.$$

Оскільки розрахунок напружень зручно виконувати в ейлерових координатах, то кінематику також будемо обчислювати в ейлерових координатах, що виключає необхідність переходу від одних координат до других і, крім того, дозволяє представити результати розрахунків більш наглядно. Тому при визначенні швидкостей використовували формули (2.37), (2.38). Функції лагранжевих координат від ейлерових $z_0(z,r)$, $r_0(z,r)$ отримували шляхом апроксимації експериментальних даних кубічними сплайнами. Компоненти тензора та інтенсивності девіатора швидкостей деформацій визначали по відомих формулах

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right). \quad (2.39)$$

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon} \delta_{ij} \right) \left(\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon} \delta_{ij} \right)}. \quad (2.40)$$

Інтенсивність швидкостей деформацій у матеріалі основи $\dot{\gamma}_0$ визначали по формулі [30]

$$\dot{\gamma}_0^2 = \frac{\psi(\theta) \dot{\epsilon}^2}{1-\theta} + \frac{\varphi(\theta) \dot{\gamma}^2}{1-\theta}. \quad (2.41)$$

При цьому функції пористості виражали залежностями [30]

$$\varphi(\theta) = (1-\theta)^{4,7}, \quad (2.42)$$

$$\psi(\theta) = 0.64 \frac{(1-\theta)^{5,67}}{\theta^{0,97}}. \quad (2.43)$$

Для розрахунку розподілу пористості використовували співвідношення [107]

$$\theta = 1 - (1-\theta_0) \frac{r_0}{r} \left(\frac{\partial r_0}{\partial r} \frac{\partial z_0}{\partial z} - \frac{\partial r_0}{\partial z} \frac{\partial z_0}{\partial r} \right), \quad (2.44)$$

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 розраховували по формулі

$$\Gamma_0(z,r) = \int_0^t \dot{\gamma}_0 dt \quad (2.45)$$

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

$$\Delta t = \frac{\Delta z_0}{v_0}, \quad (2.46)$$

де Δz_0 – крок координатної сітки в недеформованій зоні.

Компоненти тензора напружень при осесиметричній деформації повинні задовольняти диференціальним рівнянням рівноваги (2.19), (2.20) та граничним умовам, які для процесу видавлювання приймали в інтегральному виді на границі пружної та пластичної зони на вході G_1 та G_2 на виході з матриці (2.31). В формулі (2.31) P_n це зусилля на границі G_n , причому $n=1,2$.

Величину сили P_n визначали експериментально. Компоненти тензора напружень визначали по формулах

$$\dot{\epsilon}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{\epsilon} \delta_{ij} = \frac{\dot{\gamma}}{\tau} (\sigma_{ij} - p \delta_{ij}), \quad (2.47)$$

$$p \varphi(\theta) \dot{\gamma} = \tau \psi(\theta) \dot{\epsilon}, \quad (2.48)$$

при цьому також використовували співвідношення зв'язку кінематичних і статичних величин [107]

$$\tau = \tau_0 \varphi(\theta) \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_0}, \quad (2.49)$$

$$p = \tau_0 \varphi(\theta) \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}_0}. \quad (2.50)$$

Значення інтенсивності напружень у матеріалі основи τ_0 визначали по кривій течії матеріалу основи

$$\tau_0 = 110 + 513.6 \Gamma_0^{0.902}, \quad (2.51)$$

$$(\Gamma_0 \geq 0.01).$$

Необхідно відмітити, що для пористого матеріалу величину середнього напруження p можна визначити по (2.50), а тому задання граничних умов у вигляді (2.31) не обов'язково, оскільки p визначається з (2.50). В цьому випадку граничні умови (2.31) можна використати для перевірки точності отриманих результатів.

Значення η_0 розраховували по формулі [108]

$$\eta_0 = \eta \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta)(\alpha\eta^2 + 1)}}. \quad (2.52)$$

а параметра Надаї-Лоде по формулі (1.6).

Оскільки при прямому видавлюванні має місце осесиметрична деформація, то одне з головних напружень приймали рівним σ_φ , а для визначення двох інших використовували формулу (2.24). Пористість у пластичні області розраховували по формулі (2.44). 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 кіничну частину. Однак більш інтенсивне

ущільнення має місце в кінчній частині матриці, де усесторонній 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 $\frac{\Delta\theta}{\Delta r} = 0.015 \text{ мм}^{-1}$.

Використаний ресурс пластичності визначали по критерію [109], який для пористого тіла записували у вигляді

$$\psi = 3\psi_0^2 \exp\left(2c \int_0^{\Gamma_0} \frac{\eta_0 d\Gamma_0^*}{|\eta_0| \Gamma_{0p}(\eta_0, \mu_\sigma)}\right) + \sqrt{\psi_{ij} \psi_{ij}}, \quad (2.53)$$

де
$$\psi_{ij} = \int_0^{\Gamma_0} \left(1 - a + 2a \frac{\Gamma_0^*(\eta_0, \mu_\sigma)}{\Gamma_{0p}(\eta_0, \mu_\sigma)}\right) \beta_{ij} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{0p}(\eta_0, \mu_\sigma)} - \quad (2.54)$$

компоненти девіатора тензора пошкоджень,

$\beta_{ij} = \frac{de_{ij}}{d\Gamma_0}$ - компоненти направляючого тензора прирощень деформацій,

ψ_0 - залежить від початкової пористості і визначається формулою [109]

$$\psi_0 = \frac{\Gamma_{0p} - \Gamma_{0p}^*}{\Gamma_{0p}}, \quad (2.55)$$

Γ_{0p} - гранична деформація при розтягу зразка з початковою пористістю $\theta_0 = 0 \dots 0.03$,

Γ_{0p}^* - гранична деформація при розтягу зразка з даною пористістю.

При $\theta_0 = 0.2$ для ψ_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 визначали по результатам розрахунків напружено-деформованого стану та значень накопиченої деформації матеріалу основи Γ_0 , показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи η_0 і параметра Надаї-Лоде μ_σ . Для поверхні граничної пластичності використовували апроксимацію [109]

$$\Gamma_{0p}(\eta_0, \mu_\sigma) = \frac{0.45e^{-0.47\eta}}{1 - 0.4\mu_\sigma + 0.02\mu_\sigma^2}. \quad (2.56)$$

На рис. 2.16 приведено траєкторії частинок матеріалу, які перебувають на осі ($r=0$), в середній частині $\left(r = \frac{R}{2}\right)$ та на поверхні заготовки ($r=R$). Як видно з рис. 2.16 в найбільш несприятливих умовах деформуються частинки осьової зони.

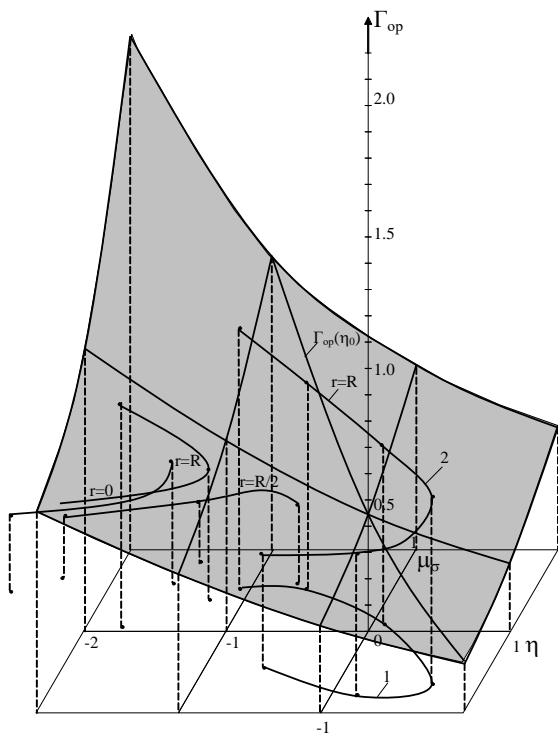


Рис. 2.16. Поверхня граничної пластичності для пористих заготовок на основі міді та траєкторії навантаження частинок матеріалу, які знаходяться на осі заготовки ($r=0$), в середній частині $\left(r = \frac{R}{2}\right)$ та на поверхні ($r=R$)

Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності після прямого видавлювання приведено на рис. 2.17. Найбільші значення ψ приймає на осі заготовки ($\psi=0.56$) і зменшується з ростом радіуса r . В зоні контакту $\psi=0.36$. Таким чином нерівномірність розподілу використаного ресурсу пластичності по радіусу на виході з матриці складає $\frac{\Delta\psi}{\Delta r} = 0.03 \text{ мм}^{-1}$. Одержаний розподіл ψ (див. рис. 2.17) можна вважати оптимальним, оскільки при інших параметрах процесу прямого видавлювання значення використаного ресурсу пластичності та нерівномірність його розподілу значно зростають.

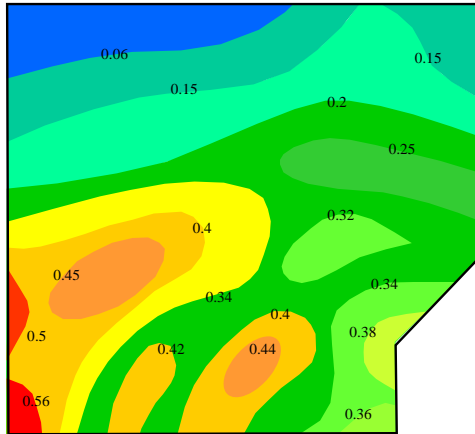


Рис. 2.17. Розподіл використаного ресурсу пластичності ψ по меридіональному перерізу при прямому видавлюванні пористої заготовки

Закономірності розподілу контактних напружень мають нелінійний характер і не співпадають з відомими законами тертя. При дослідженні процесу прямого видавлювання спеченої пористої заготовки з мідного порошку ПМС-1 встановлено, що при прямому видавлюванні має місце немонотонність навантаження. Запропонована методика може бути використана при оцінці використаного ресурсу пластичності пористих тіл при немонотонній деформації.

2.4. Оцінка пластичності пористої заготовки при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою при використанні гідростатичного тиску

В технологічних процесах отримання заготовок і виробів із порошкових матеріалів особливе місце займають процеси холодної пластичної деформації спечених пористих матеріалів. Процеси холодного формозмінення дозволяють отримувати вироби, форма і розміри яких відповідають заданим з необхідною точністю [110]. При цьому забезпечується необхідна якість і високий коефіцієнт використання металу. Однак можливості цих процесів обмежені низкою пластичністю пористих матеріалів. Пластичність при холодному деформуванні можна суттєво збільшити, якщо реалізувати процес формозмінення в умовах всестороннього стиску [19]. При цьому можна вибрати такі умови пластичної деформації, які забезпечують оптимальні, з точки зору деформовності, траєкторії навантаження.

Приведені результати досліджень пластичної деформації спечених пористих заготовок із мідного порошку ПМС-1 при поперечному видавлюванні

в умовах гідростатичного тиску. Схема реалізації процесу поперечного видавлювання з використанням гідростатичного тиску рідини приведена на рис. 2.18. Тиск в робочому об'ємі встановлюється за допомогою мультиплікатора і може змінюватися від нуля до 400 Н/мм².

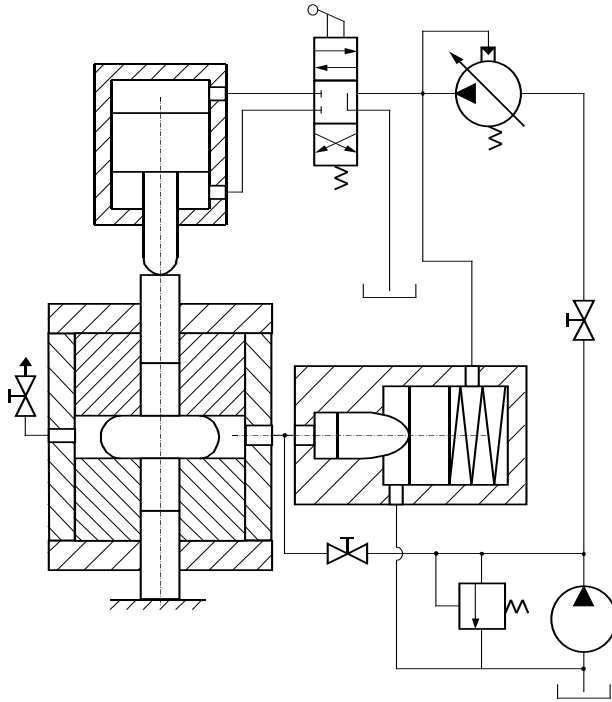


Рис. 2.18. Схема поперечного видавлювання пористої заготовки з використанням гідростатичного тиску рідкого середовища

Вихідні заготовки мали початкову пористість $\theta_0=0.2$ і розміри $h_0=60\text{мм}$, $d_0=20\text{мм}$. Оскільки даний процес не стаціонарний, то для отримання траєкторій навантаження часток небезпечної зони поперечне видавлювання проводили за 3 етапи. Для дослідження залежності пластичності від історії навантаження у випадку, що розглядається, використовували тільки інформацію про спотворення координатної сітки, яку наносили на вільну поверхню зразка. Тому після кожного етапу зразок випресовували і заміряли елементи координатної сітки в області екватора на інструментальному мікроскопі. При цьому вважали, що для пористого тіла, як і для суцільного, при поперечному видавлюванні небезпечними, з точки зору руйнування, будуть точки, які перебувають на вільні поверхні зразка в екваторіальні площині.

Оскільки в екваторіальні площині деформації зсуву дорівнюють нулю, то визначали тільки компоненти лінійних деформацій

$$e_z = \ln \frac{a_0}{a}, \quad (2.57)$$

$$e_\varphi = \ln \frac{b}{b_0}.$$

В якості параметра часу приймали

$$t = \ln \frac{d}{d_0}, \quad (2.58)$$

де a_0, b_0, a, b – початкові і поточні розміри елементів діляльної сітки, d_0, d – початковий і поточний діаметри стовщення.

Оскільки при радіальному видавлюванні має місце осесиметрична деформація, то вважали, що радіальна і окружна компоненти тензора швидкостей деформацій дорівнюють

$$\dot{e}_\varphi = \dot{e}_r. \quad (2.59)$$

Тому швидкість об'ємної деформації дорівнює

$$\dot{e} = \dot{e}_z + 2\dot{e}_\varphi, \quad (2.60)$$

а інтенсивність девіатора швидкостей деформацій визначається формулою

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\left(\dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right) \left(\dot{e}_{ij} - \frac{1}{3} \dot{e} \delta_{ij} \right)} = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{e}_\varphi - \dot{e}_z). \quad (2.61)$$

Зв'язок між пористістю θ і об'ємною деформацією e знаходили безпосереднім інтегруванням співвідношення [29, 30]

$$\dot{e} = \frac{\dot{\theta}}{1-\theta}, \quad (2.62)$$

при початкових умовах $\theta=\theta_0, e=0$. Після інтегрування (2.62) отримали

$$\theta = 1 - (1 - \theta_0) \exp(-e). \quad (2.63)$$

Об'ємну деформацію e визначали по формулі

$$e(t_m) = \int_0^{t_m} \dot{e}(t) dt, \quad (2.64)$$

де t – час деформування,
 m – номер етапу.

Траєкторії навантаження $\Gamma_0(\eta_0, \mu\sigma)$ часток матеріалу в небезпечній зоні визначали наступним шляхом. Накопичену деформацію матеріалу основи розраховували по формулі

$$\Gamma_0 = \int_0^{t_p} \dot{\gamma}_0 dt. \quad (2.65)$$

Для визначення інтенсивності девіатора швидкостей деформацій матеріалу основи $\dot{\gamma}_0$ використовували формулу

$$\dot{\gamma}_0^2 = \frac{\psi(\theta)\dot{\epsilon}^2}{1-\theta} + \frac{\varphi(\theta)\dot{\gamma}^2}{1-\theta}, \quad (2.66)$$

з урахуванням (2.60), (2.61) і рівнянь [29, 30]

$$\varphi(\theta) = (1-\theta)^{4.7}, \quad (2.67)$$

$$\psi(\theta) = 0.64 \frac{(1-\theta)^{5.67}}{\theta^{0.97}}$$

Значення пористості θ для даного моменту часу знаходили із (2.63).

Показник жорсткості напруженого стану в матеріалі основи η_0 визначали по методиці [106]. Оскільки при поперечному видавлюванні небезпечними, з точки зору руйнування, є точки поверхні, які лежать в екваторіальній площині, то при розрахунку η_0 можна вважати, що $\sigma_1 = \sigma_\varphi = q$, $\sigma_2 = \sigma_r = -q$, $\sigma_3 = \sigma_z = -q$. Тоді із рівнянь теорії течії для пористого тіла [30] (2.47) отримаємо

$$\frac{p}{\tau} = -\frac{\dot{\epsilon}_r - \frac{1}{3}\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}} - \frac{q}{\tau}, \quad (2.68)$$

де q – гідростатичний тиск.

Вирази (2.67), (2.68) використовували для розрахунку значень показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи η_0 по формулі [106]

$$\eta_0 = \eta \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta) \left(\frac{1}{6} \frac{\varphi(\theta)}{\psi(\theta)} \eta^2 + 1 \right)}} \quad (2.69)$$

де $\eta = \sqrt{6} \frac{p}{\tau}$.

Параметр Надаї-Лоде розраховували по формулі

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_{r0} - \sigma_\varphi - \sigma_z}{\sigma_\varphi - \sigma_z} = \frac{\frac{2}{3}\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z}{\dot{\epsilon}_\varphi - \dot{\epsilon}_z}. \quad (2.70)$$

Використаний ресурс пластичності ψ при поперечному видавлюванні в умовах усестороннього стиску розраховували по критерію [106], який для пористого тіла при монотонному об'ємному навантаженні приводиться до вигляду

$$\psi = \psi_0^2 \exp \left(2c \int_0^{\Gamma_0} \frac{\eta_0 d\Gamma_0}{|\eta_0| \Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij} \psi_{ij}}, \quad (2.71)$$

де $\psi_{ij} = 2c \int_0^{\Gamma_0} \left(1 - a + 2a \frac{\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)}$ – компоненти тензора пошкоджень,

ψ_0 - залежить від початкової пористості і визначається формулою (2.55)
 Γ_{0p} - гранична деформація при розтягу зразка з початковою пористістю
 $\theta_0=0\dots 0.03$,
 Γ_{0p}^* - гранична деформація при розтягу зразка з даною пористістю.

При $\theta_0=0.2$ для ψ_0 отримали значення $\psi_0=0.08$. Константу c прийняли рівною $c=0.5$, а константу $a=0.1$. Отримані в результаті обробки експериментальних даних і розрахунків по формулам (2.65), (2.69), (2.70) траєкторії навантаження небезпечних точок апроксимували кубічними сплайнами, поверхню граничних деформацій апроксимували рівнянням (2.56).

Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що критерій (2.71) задовільно описує процес накопичення пошкоджень при пластичній деформації пористого тіла в умовах гідростатичного стиску. Розбіжність між експериментальними і розрахунковими значеннями складає від 10% до 27%. Такі розбіжності експериментальних і розрахункових значень пояснюються неточністю експериментальних вимірювань, похибками розрахунків, неточністю прийнятих математичних і фізичних моделей механіки пластичної деформації пористого тіла, похибками апроксимацій, а також тим, що не завжди вдається точно встановити момент появи макротріщини. Застосування гідростатичного тиску при поперечному видавлюванні спечених пористих заготовок із мідного порошку ПМС-1 дозволило отримати діаметр стовщення 54 мм. Початковий діаметр дорівнював 20 мм.

В роботах В. А. Огороднікова [4, 5] показано, що показник жорсткості напруженого стану η для низки процесів є функцією тільки кінематики. Наприклад, для простих видів деформування η не залежить від матеріалу. Тому для будь-яких матеріалів при розтягу $\eta=1$, при крученні $\eta=0$, а при осадці без тертя $\eta=-1$. Оскільки в основі моделювання технологічних процесів обробки тиском нестискаємих матеріалів лежить гіпотеза ідентичності кінематики моделі і природи, то для таких матеріалів будуть ідентичними також поля показника напруженого стану η і поля параметра Надаї-Лоде μ_0 . Однак для пористих матеріалів ця умова не виконується. Це обумовлено зміною пористості в процесі пластичної деформації. Навіть в простих дослідях на розтяг, кручення або осадку без тертя пористість не залишається постійною. Тому на закон зміни показника жорсткості напруженого стану матеріалу основи η_0 впливає не тільки схема напруженого стану але і закон зміни пористості. Залежність параметра Надаї-Лоде від пористості обумовлена тим, що інтенсивність девіатора швидкостей деформацій матеріалу основи $\dot{\gamma}_0$ і накопичена деформація матеріалу основи Γ_0 залежать від пористості. Тому для дослідження деформуємість пористого тіла неможна використовувати результати досліджень кінематики пластичної деформації, отримані для суцільного матеріалу.

Оскільки при поперечному видавлюванні і подальші осадці в меридіональних перетинах виникають напруження розтягу, то неможливо використовувати координатні сітки, нанесені на ці перетини, для дослідження

процесу пластичної деформації. У зв'язку з цим, для оцінки залежності пластичності пористого тіла від історії навантаження використовували 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 контурної осадкою небезпечними, з точки зору руйнування, будуть точки, які знаходяться на вільній поверхні зразка в екваторіальній площині.

Процес поперечного видавлювання з подальшою осадкою пористої заготовки проводили по схемі, запропонованій І. С. Алієвим [102, 110]. Для досліджень використовували зразки із спеченого пористого матеріалу із мідного порошку ПМС-1 з початковими розмірами $l_0=100\text{мм}$, $d_0=15\text{мм}$ і початковою пористістю $\theta_0=0,19$. Поперечне видавлювання і подальшу осадку проводили в 3 етапи. Після кожного етапу зразок випресовували і заміряли елементи координатної сітки в області екватора на інструментальному мікроскопі.

Оскільки в екваторіальній площині деформації зсуву дорівнюють нулю, то визначали тільки компоненти лінійних деформацій (2.57). В якості параметра часу приймали (2.58). Оскільки при радіальному видавлюванні і контурні осадці має місце осесиметрична деформація, то вважали, що радіальна і окружна компоненти тензора швидкостей деформацій дорівнюють (2.59). Тому швидкість об'ємної деформації дорівнює (2.60), а інтенсивність девіатора швидкостей деформацій визначається формулою (2.61).

Оскільки на вільній поверхні $\sigma_r=0$, то використовуючи рівняння [30] (2.47), (2.62) і

$$\rho\varphi(\theta)\dot{\gamma} = \tau\psi(\theta)\dot{\epsilon}, \quad (2.72)$$

отримаємо

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{\dot{\epsilon}_r(1-\theta)}{\frac{1}{3} - \frac{\psi}{\varphi}}. \quad (2.73)$$

Якщо врахувати, що

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

то рівняння (2.73) приймає вигляд

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{(\dot{\epsilon}_\varphi + \dot{\epsilon}_z)(1-\theta)}{\frac{2}{3} + \frac{\psi}{\varphi}}. \quad (2.74)$$

В роботі [107] показано, що відношення функцій пористості для спечених заготовок із мідного порошку ПМС-1 дорівнює

$$\frac{1}{6} \frac{\varphi(\theta)}{\psi(\theta)} = \left(\frac{\theta}{4(1-\theta)} \right)^{0,97}. \quad (2.75)$$

З урахуванням (2.75) рівняння (2.74) приводиться до вигляду

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{(\dot{\epsilon}_\varphi + \dot{\epsilon}_z)(1-\theta)}{\left[\frac{2}{3} + \frac{1}{6} \left[\frac{4(1-\theta)}{\theta} \right]^{0.97} \right]}. \quad (2.76)$$

При відомих експериментальних залежностях $\dot{\epsilon}_\varphi(t)$, $\dot{\epsilon}_z(t)$ розв'язували диференціальні рівняння (2.76) на ПЕОМ методом Рунге-Куты відносно невідомої функції $\theta(t)$.

Зв'язок між пористістю θ і об'ємною деформацією e можна також знайти безпосереднім інтегруванням співвідношення (2.62). При початкових умовах $\theta=\theta_0$, $e=0$ після інтегрування (2.62) отримаємо (2.63). Об'ємну деформацію e визначали по формулі (2.64). Траєкторії навантаження $\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)$ часток матеріалу в небезпечній зоні визначали наступним шляхом. Накопичену деформацію матеріалу основи визначали по формулі (2.65). Для визначення інтенсивності девіатора швидкостей деформацій матеріалу основи $\dot{\gamma}_0$ використовували вираз (2.66) [30], а також функції пористості (2.67), які були визначені раніше в роботі [107]. Значення пористості θ для даного моменту часу знаходили із розв'язку диференціального рівняння (2.76) і рівняння (2.63). Отримані значення усереднювали. Показник напруженого стану матеріалу основи визначали наступним шляхом. Оскільки при радіальному видавлюванні і контурні осадці небезпечними, є точки поверхні, які перебувають в екваторіальній площині, то можна вважати, що $\sigma_1=\sigma_\varphi$, $\sigma_2=\sigma_r=0$, $\sigma_3=\sigma_z$. Тоді із (2.47) отримаємо

$$\frac{p}{\tau} = \frac{\dot{\epsilon}_z - \dot{\epsilon}_\varphi}{3\dot{\gamma}}, \quad (2.77)$$

з іншої сторони із (2.72) витікає

$$\frac{p}{\tau} = -\frac{\psi(\theta)\dot{\epsilon}}{\varphi(\theta)\dot{\gamma}}. \quad (2.78)$$

З урахуванням (2.75) вираз (2.78) приводиться до виду

$$\frac{p}{\tau} = \frac{1}{6} \left(\frac{4(1-\theta)}{\theta} \right)^{0.97} \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\gamma}}. \quad (2.79)$$

Вираз (2.77) використовували для розрахунку значень показника напруженого стану матеріалу основи η_0 по формулі [106]

$$\eta_0 = \sqrt{6} \frac{p}{\tau} \sqrt{\frac{\varphi(\theta)}{(1-\theta) \left(\frac{\varphi(\theta) p^2}{\psi(\theta) \tau^2} + 1 \right)}}. \quad (2.80)$$

Вираз (2.79) використовували для уточнення отриманих результатів.

Параметр Надаї-Лоде розраховували по відомій формулі, яка в даному випадку приводиться до виду

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_r - \sigma_\varphi - \sigma_z}{\sigma_\varphi - \sigma_z}. \quad (2.81)$$

Отримана в результаті обробки експериментальних даних і розрахунків по формулам (2.65), (2.80), (2.81) траєкторія навантаження $\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)$ небезпечної точки приведена на рис. 2.19.

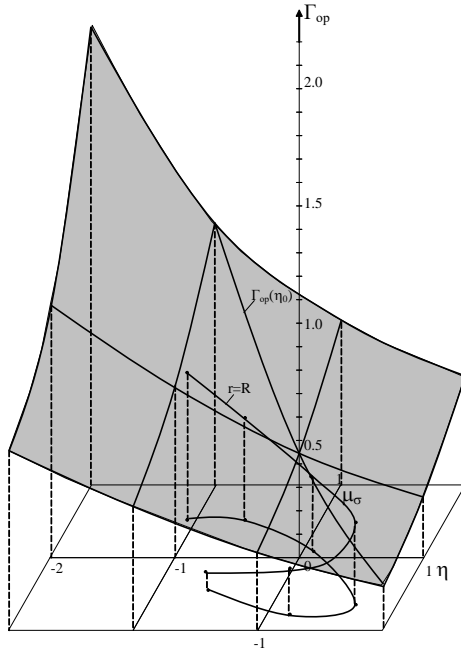


Рис. 2.19. Поверхня граничних деформацій для пористих заготовок на основі міді і траєкторія часток матеріалу небезпечної зони

Використаний ресурс пластичності ψ при поперечному видавлюванні з подальшою осадкою розраховували по критерію [106], який у випадку, що розглядається приймає вид

$$\psi_k = \psi_{0(k-1)}^2 \exp \left(2c \int_{\Gamma_0^{(k-1)}}^{\Gamma_0^{(k)}} \frac{\eta_0 d\Gamma_0}{|\eta_0| \Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(k)} \psi_{ij}^{(k)}}, \quad (2.82)$$

де $k=1$ після поперечного видавлювання ($\Gamma_0^{(0)} = 0$), $k=2$ після контурної осадки,

$\Gamma_0^{(1)}$, $\Gamma_0^{(2)}$ - накопичена деформація матеріалу основи після поперечного видавлювання і контурної осадки, відповідно,

$$\psi_{ij}^{(k)} = 2c \int_{\Gamma_0^{(k-1)}}^{\Gamma_0^{(k)}} \left(1 - a + 2a \frac{\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij}^{(k)} \frac{d\Gamma_0}{\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)} - \quad (2.83)$$

компоненти тензора пошкоджень,

$\psi_{0(1)}$ – використаний ресурс пластичності після поперечного видавлювання.

В початковому стані значення ψ_0 залежить від початкової пористості і визначається формулою (2.55). При $\theta_0=0,19$ для ψ_0 отримали значення $\psi_0=0,07$. При розрахунках використаного ресурсу пластичності по критерію (2.82) приймали сталу $c=0,5$, траєкторію навантаження $\Gamma_0(\eta_0, \mu_\sigma)$ апроксимували кубічними сплайнами, поверхню граничних деформацій задавали виразом (2.56) отриманим раніше в роботі [111]. Компоненти тензора пошкоджень розраховували по (2.83), при цьому, приймали сталу $a=0,1$.

Аналіз отриманих результатів свідчить про те, що критерій (2.82) задовільно описує процес накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації пористого тіла. Розбіжності між експериментальними і розрахунковими значеннями складали від 10% до 25%. Такі розбіжності експериментальних і розрахункових значень обумовлені неточністю прийнятих математичних моделей механіки пластичної деформації пористого тіла, похибками апроксимацій а також тим, що не завжди вдається точно встановити момент появи макротріщини в небезпечній зоні деформуємої заготовки. Необхідно відзначити, що похибки розрахунку напружено-деформованого стану, зумовлені використанням фізичних рівнянь, в яких не враховано вплив немонотонності навантаження.

2.5. Деформовність заготовок при радіальному видавлюванні з протитиском

Холодне штампування металів видавлюванням широко використовується у всіх галузях машинобудування. Для виготовлення суцільних і пустотілих деталей з фланцями різних товщин і діаметрів в більшості випадків використовують процеси холодного радіального видавлювання. До переваг холодного видавлювання можна віднести високу точність і якість поверхні отримуваних заготовок. Крім того, при холодній пластичній деформації відбувається зміцнення деформуємого металу.

До факторів, які обмежують розповсюдження холодного радіального видавлювання відносяться наявність високих питомих зусиль, а також несприятливу схему напруженого стану в області екватора фланцю, що обмежує можливості отримання фланців відносно великих розмірів [4, 6]. При вільному видавлюванні мають місце спотворення форми фланців у вигляді грибовидності або утяжин [6]. Для підвищення граничного ступеню формозмінення і усунення спотворень форми фланцю перспективними є схеми радіального видавлювання з протитиском, який може бути створений шляхом видавлювання в клиновидну або ступінчасту порожнину твердого робочого середовища [112, 113].

Були виконані дослідження процесу радіального видавлювання трубчатой заготовки із алюмінію АД1 з використанням протитиску, який створюється технічним свинцем. Схема видавлювання приведена на рис. 2.20.

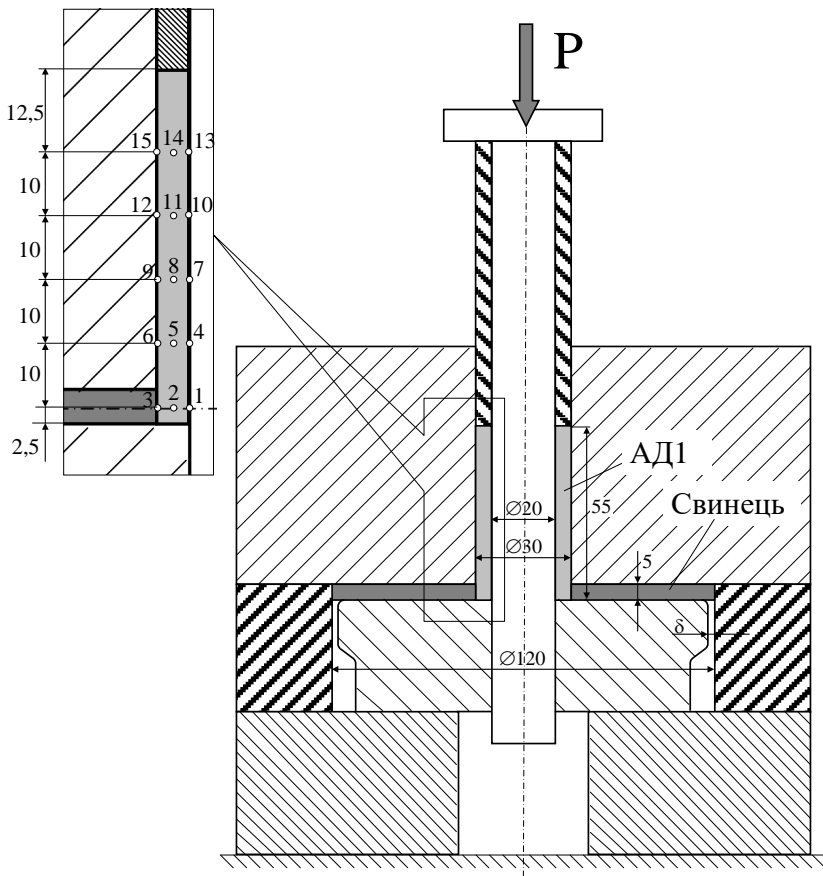


Рис. 2.20. Схема радіального видавлювання осесиметричних деталей з відносно тонким фланцем

На рис. 2.20 показана заготовка з $d_{\text{вн}}=20\text{мм}$, $d_{\text{зовн}}=30\text{мм}$, висотою $h=55\text{мм}$ і свинцеве кільце із зовнішнім діаметром рівним діаметру порожнини, в яку видавлюється фланець ($d_{\text{пор}}=120\text{мм}$) і внутрішнім діаметром рівним зовнішньому діаметру заготовки. Отримана після видавлювання заготовка показана на рис. 2.21 (ширина щілини $\delta=2\text{мм}$). Діаметр фланцю отриманої заготовки складає $D_{\text{ф}}=59,6\text{мм}$.

В роботі [112] отриманий наближений розв'язок такої задачі інженерним і чисельним методами. При цьому тверде робоче середовище видавлювалась в горизонтально розташовану клиновидну порожнину, утворену площинами роз'єму верхньої і нижньої матриць і розташовану в середній, по висоті, частині фланцю, що видавлюється. При такій схемі видавлювання значно спрощується розв'язок задачі пластичної течії металу, однак суттєво ускладнюється конструкція необхідного пристосування. В даному випадку щілина

розташована вертикально, як показано на рис. 2.20, що спрощує конструкцію пристосування для видавлювання і дозволяє отримати таке пристосування менших розмірів. Для розрахунків напружено-деформованого стану використана програма LS DYNA.



Рис. 2.21. Заготовка до і після видавлювання

Умова тертя на поверхнях контакту заготовки і інструмента задавали по Кулону. Коефіцієнт тертя приймали рівним 0,3. Криві течії алюмінію і свинцю апроксимували залежностями:

для сплаву алюмінію АД1

$$\sigma_u = 136e_u^{0,22}, \quad (2.84)$$

для технічного свинцю

$$\sigma_u = 13,4e_u^{0,06} \quad (2.85)$$

Напружено-деформований стан і закон його зміни на протязі всього процесу формозмінення розраховували в характерних точках заготовки, показаних на рис. 2.20. Отримані результати використовували для побудови траєкторій навантаження цих точок в координатах η , μ_σ , e_u або η , χ , e_u . Оскільки в якості параметра вибрана одна із координат – ступінь деформації e_u , то рівняння траєкторії навантаження мають вид

$$\eta = \eta(e_u), \mu_\sigma = \mu_\sigma(e_u) \text{ или } \eta = \eta(e_u), \chi = \chi(e_u).$$

Отримані траєкторії в координатах η , μ_σ , e_u приведені на рис. 2.22, а в координатах η , χ , e_u на рис. 2.23. Значення показника жорсткості напруженого стану η розраховували по формулі (1.5), параметра Надаї-Люде μ_σ - по формулі (1.6) і показника В. А. Огороднікова χ [4] по формулі

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1 \sigma_2 \sigma_3}}{\sigma_u} \quad (2.86)$$

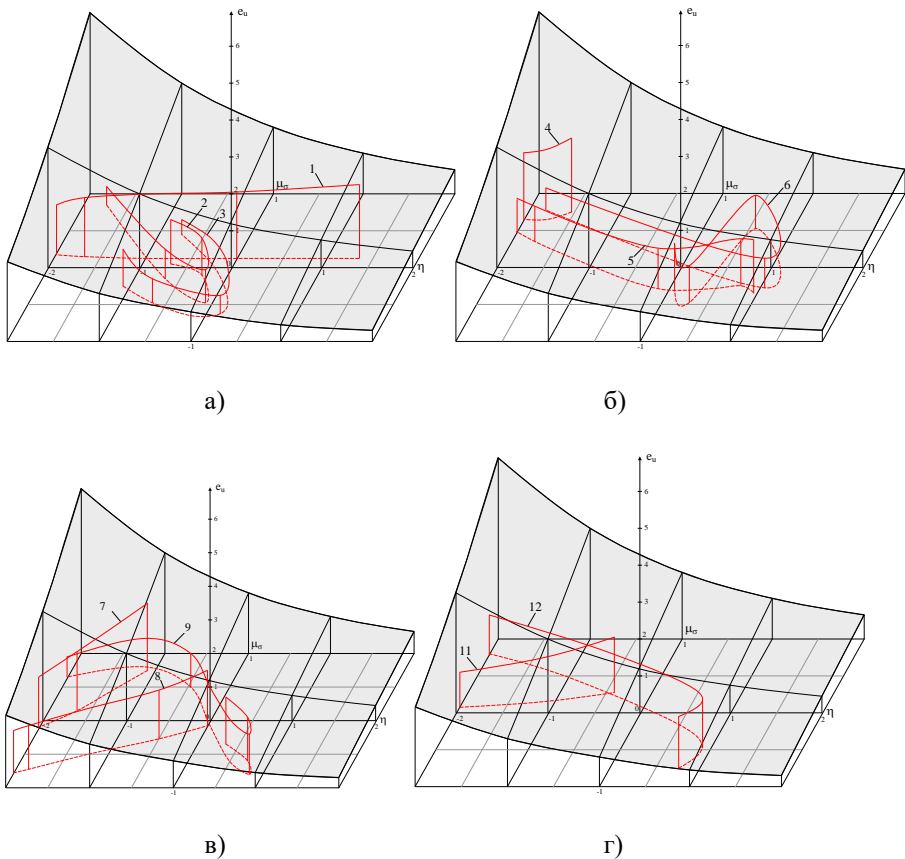


Рис. 2.22. Поверхня граничних деформацій АД1 і траєкторії навантаження в координатах η , $\mu\sigma$, e_u

Ступінь деформації e_u розраховували по формулі

$$e_u = \int_0^t \dot{\epsilon}_u \cdot d\tau, \quad (2.87)$$

в які використовували значення інтенсивності швидкостей деформацій $\dot{\epsilon}_u$, отримані методом кінцевих елементів.

Оскільки траєкторії навантаження $\eta(e_u)$, $\mu\sigma(e_u)$ і траєкторії $\eta(e_u)$, $\chi(e_u)$ мають значну кривизну (див. рис. 2.22, 2.23), то величину використаного ресурсу пластичності розраховували по критерію Г. Д. Деля [2], який дозволяє розраховувати величину використаного ресурсу пластичності ψ як при немонотонному, так і при складному монотонному навантаженні.

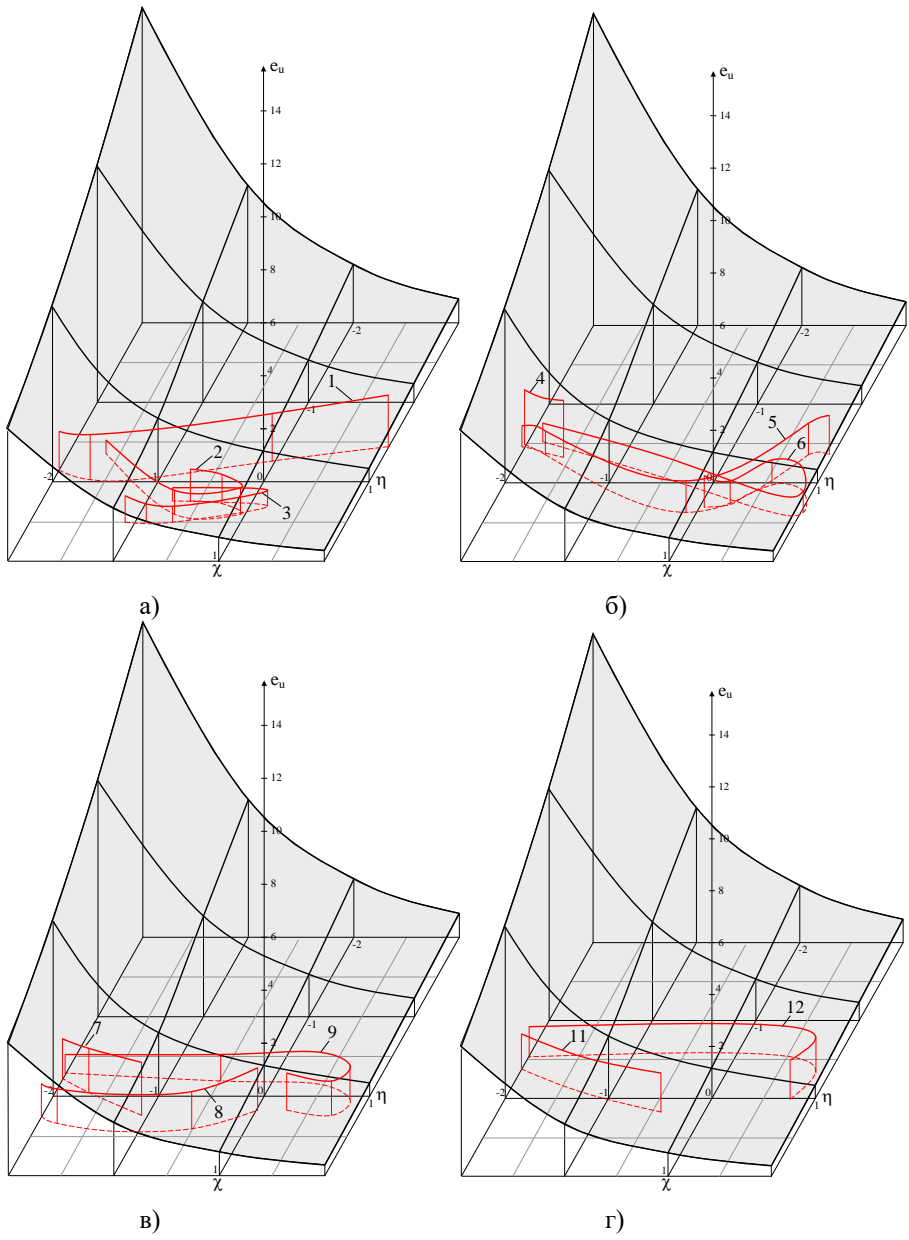


Рис. 2.23. Поверхня граничних деформацій АД1 і траєкторії навантаження в координатах η, χ, e_u

Для оцінки впливу історії навантаження на пластичність при об'ємному напруженому стані використано простір з координатами η , μ_σ , e_u , в якому цей критерій приймає вигляд [114]

$$\psi = \sqrt{\psi_{ij}\psi_{ij}} \quad (2.88)$$

$$\text{де } \psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (2.89)$$

або простір з координатами η , χ , e_u ,

$$\text{де } \psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*}{e_p(\eta, \chi)} \right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p(\eta, \chi)}, \quad (2.90)$$

e_u^* – ступінь деформації при відповідних значеннях η і μ_σ , константу a приймали рівною $a = 0,2$.

Поверхню граничних деформацій апроксимували залежностями, отриманими в роботах [112, 115]

поверхня граничних деформацій алюмінію АД1 в координатах η , μ_σ , e_u [112],

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 1.20 \exp(0.5246\mu_\sigma - 0.32540\eta)$$

поверхня граничних деформацій алюмінію АД1 в координатах η , χ , e_u [115],

$$e_p(\eta, \chi) = 1.2 \exp(-0.85\eta - 0.3\chi)$$

Значення de_u береться в точці з координатами η , μ_σ , e_u в формулі (2.89) або в точці з координатами η , χ , e_u в формулі (2.90).

На рис. 2.22 приведені траєкторії навантаження для інтервалів значень $-2 \leq \eta \leq 1$, $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$, а на рис. 2.23 для інтервалів $-2 \leq \eta \leq 1$ і $-2 \leq \chi \leq 1$. Такі інтервали вибрані тому, що для всіх точок значення χ перебувають в інтервалі $-2,5 \leq \chi \leq 0,5$, значення μ_σ в інтервалі $-1 \leq \mu_\sigma \leq 1$, а значення η не перевищують одиниці, тобто у всіх точках $\eta < 1$. Однак у від'ємній області η досягає величини $\eta = -10,4$ (точка 11). Мінімальні значення η для вибраних точок заготовки приведені в таблиці 2.1.

Вибрані на рис. 2.22, 2.23 інтервали значень η обумовлені тим, що при $\eta < -2$, $\mu_\sigma > 0$ і $\chi < 0$ інтенсивність процесів накопичення пошкоджень дуже низька і з подальшим зменшенням η більш інтенсивні процеси заліковування, які при $\eta < -4$ супроводжуються зміною структури деформованого металу. Тому такі умови пластичної деформації часто використовують для покращення механічних характеристик матеріалів [42].

Таблиця 2.1

Мінімальні значення η для точок заготовки 1 - 15.

точки	1	2	3	4	5	6	7
η	-5,35	-1,66	-0,86	-3,9	-5,56	-1,85	-4,95

точки	8	9	10	11	12	13	14	15
η	-8,34	-8,3	-7	-10,4	-8,7	-8,6	-9,76	-8,31

На рис. 2.22, 2.23 повністю приведені траєкторії точок 2, 3 і 6. Для решти точок показана тільки та частина траєкторії, значення η , χ і μ_σ якої відповідають прийняттю на рис. 2.22, 2.23 інтервалам цих величин. Частина траєкторій для значень $\eta < -2$ не показана.

Траєкторії точок 13, 14, 15 на рис. 2.22, 2.23 не показані, оскільки η в цих точках змінюється в межах:

$$-8,60 \leq \eta_{13} \leq -4,35,$$

$$-9,76 \leq \eta_{14} \leq 4,11,$$

$$-8,31 \leq \eta_{15} \leq 3,65.$$

Аналіз характеру траєкторій навантаження, приведених на рис. 2.22, 2.23 показує, що для точок 5, 6, 9, 12, 15 характерно немонотонне навантаження, у решти точок має місце складне навантаження в умовах об'ємного напруженого стану. Тому величину використаного ресурсу пластичності ψ розраховували по критерію (2.88) для всього інтервалу значень η , χ , μ_σ і e_u . Результати розрахунків ψ_η по формулі (2.88) з використанням компонент тензора пошкоджень (2.89) і ψ_χ - по (2.88) з використанням компонент тензора пошкоджень (2.90) приведені в таблиці 2.2.

Таблиця 2.2

Результати розрахунків ψ_η по (2.88) з використанням (2.89) і ψ_χ - по (2.88) з використанням (2.90)

точки	1	2	3	4	5	6	7	8
Розрахунок ψ по (2.88) з використанням (2.89)								
ψ_η	0,60	0,48	0,52	0,30	0,47	0,43	0,28	0,36
Розрахунок ψ по (2.88) з використанням (2.90)								
ψ_χ	0,53	0,41	0,44	0,24	0,40	0,35	0,24	0,30

точки	9	10	11	12	13	14	15
Розрахунок ψ по (2.88) з використанням (2.89)							
ψ_η	0,51	0,08	0,28	0,46	0,06	0,08	0,08
Розрахунок ψ по (2.88) з використанням (2.90)							
ψ_χ	0,43	0,05	0,23	0,40	0,05	0,06	0,07

Як видно з таблиці 2.2, при вибрані моделі процесу накопичення пошкоджень, що описується критерієм (2.88), результати розрахунків значень ψ з використанням координат η , μ_σ , e_u або η , χ , e_u відрізняються незначно.

Незначне зменшення розрахункових значень ψ_χ порівняно з ψ_η обумовлено тим, що гранична деформація e_p в області від'ємних значень η і χ збільшується швидше, чим в області де $\eta < 0$, а $\mu_\sigma > 0$. Необхідно відмітити, що в роботах Огороднікова В. А. [4] показано, що використання при дослідженні пластичності металів в умовах об'ємного напруженого стану показника χ замість μ_σ при оцінці використаного ресурсу пластичності ψ дозволяє отримати розрахункові значення ψ більш близькі до експериментальних.

Крім того, при перетині площини $\chi=0$ (плоский напружений стан) з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \chi)$, утворюється гранична крива $e_p(\eta, 0)$, яка повністю співпадає з діаграмою пластичності $e_p(\eta)$.

В роботі [116] показано, що при використанні в якості координат η, μ_σ, e_u для дослідження пластичності металів при об'ємному напруженому стані, плоский напружений стан описується трьома граничними кривими.

При $\sigma_2=0$ залежність пластичності від схеми напруженого стану описується граничною кривою $e_{p2}(\eta)$, яка утворюється від перетину поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з поверхнею

$$f_2(\eta, \mu_\sigma) = \eta + \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} = 0 \quad (2.91)$$

і в інтервалі значень $-1 \leq \eta \leq 1$ повністю співпадає з відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$.

При $\sigma_1=0$ має місце плоский стиск і залежність e_p від η описується граничною кривою $e_{p1}(\eta)$, яка є результатом перетину поверхні

$$f_1(\eta, \mu_\sigma) = \eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \quad (2.92)$$

з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. Показник напруженого стану η в цьому випадку змінюється в межах $-2 \leq \eta \leq -1$.

Третій випадок відповідає умовам плоского розтягу ($\sigma_3=0$). В цьому випадку залежність пластичності від схеми напруженого стану описується граничною кривою $e_{p3}(\eta)$, яка утворюється в результаті перетину поверхні

$$f_3(\eta, \mu_\sigma) = \eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} = 0 \quad (2.93)$$

з поверхнею граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$. Показник η в цьому випадку зміниться в межах $1 \leq \eta \leq 2$.

Наявність трьох граничних кривих значно ускладнює розрахунок ψ при плоскому напруженому стані у випадку використання координат η, μ_σ, e_u порівняно з розрахунком ψ при використанні координат η, χ, e_u , де плоский напружений стан ($\chi=0$) описується відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$ у всьому інтервалі значень η .

Із аналізу отриманих результатів дослідження деформує мості заготовок при радіальному видавлюванні з протитиском витікає, що використання координат η, χ, e_u замість η, μ_σ, e_u для оцінки ψ спрощує розрахунки ψ , оскільки плоский напружений стан в цьому випадку описується відомою діаграмою пластичності $e_p(\eta)$, крім того, розбіжність між розрахунковими і експериментальними значеннями ψ зменшується. Необхідно відмітити, що при видавлюванні трубчатого заготовки без протитиску максимальний діаметр фланцю, який можна було отримати із алюмінію, не перевищував $D_\phi=34,36$ мм і при цьому він має конічну форму. При використанні протитиску, що створюється пластичним середовищем, навіть при ширині щілини випускного

каналу $\delta=2\text{мм}$ величина використаного ресурсу пластичності в самій небезпечній точці 1 не перевищувала $\psi_6 \leq 0,6$ при діаметрі фланцю $D_\phi=59,6\text{мм}$. Застосування для створення протитиску пластичного середовища дозволило усунути багато труднощів ущільнення, які виникають при використанні рідини. В той же час із результатів розрахунків витікає, що при використанні твердого тіла з низькою границею текучості, створований протитиск близький до гідростатичного.

2.6. Накопичення пошкоджень при поверхневому пластичному деформуванні

Якість деталей машин в значній мірі залежить від способу кінцевої механічної обробки, оскільки на цій стадії формується поверхневий шар, від фізико-механічних властивостей якого залежать експлуатаційні характеристики деталі. На даний час більшість досліджень присвячено питанням формування шорсткості поверхні. Питання впливу фінішної обробки на фізико-механічні властивості поверхневого шару досліджені не достатньо.

Серед відомих технологічних методів обробки поверхневих шарів деталей найбільше поширені методи механічного зміцнення поверхневим пластичним деформуванням. Методи поверхневого пластичного деформування дають змогу не тільки покращити мікрорельєф поверхні, а і зміцнити будову та властивості поверхневих шарів металу в необхідному напрямі, створити прошарки металу з наперед заданими фізико-механічними властивостями і оптимальним мікрорельєфом [117]. Рациональний вибір параметрів процесів поверхневого пластичного деформування дозволяє в широких межах змінювати зносостійкість, втомну міцність, корозійну стійкість та інші експлуатаційні властивості деталей машин.

Одна з основних особливостей процесу поверхневого пластичного деформування полягає в тому, що при пластичній деформації поверхневого шару металу одночасно з процесами зміцнення ідуть процеси пластичного розрихлення, які супроводжуються накопиченням пошкоджень.

Інтенсивність накопичення пошкоджень залежить від схеми напруженого стану, а їх густина зростає із збільшенням величини пластичної деформації, яку будемо визначати як довжину траєкторії деформації в просторі тензора деформацій (2.87).

При поверхневій пластичній деформації дуже важливо оцінити ту ступінь пластичної деформації поверхневого шару ϵ_n , при якій досягається найбільший ефект зміцнення при мінімальному рівні пошкодженості. В даній роботі для розв'язку такої задачі використано феноменологічну теорію деформовності. Перевага цієї теорії перед іншими механічними теоріями полягає в тому, що вона дозволяє на стадії проектування технологічного процесу одержати кількісну оцінку впливу параметрів процесу поверхневої пластичної деформації на інтенсивність накопичення пошкоджень і, на основі цього, рационально використати резерви пластичності [4, 17, 114].

Були виконані дослідження пластичності металу поверхневого шару при обкочуванні циліндричним роликком. В якості міри пластичності прийнята гранична деформація (1.1) [4, 14, 114].

При холодній пластичній деформації величина граничної деформації ϵ_p залежить, в основному, від схеми напруженого стану і законів його зміни в процесі деформації. При обкочуванні роликком в осередку деформації має місце об'ємний напружений стан, тому для оцінки впливу схеми напруженого стану і історії навантаження на пластичність процес пластичної деформації досліджували в просторі з координатами: показник напруженого стану (1.5), параметр Надаї-Лоде (1.6) і ступінь деформації ϵ_u (2.87).

Основна перевага вибраної системи координат перед іншими полягає в тому, що у вибраному трьохмірному просторі інваріантних безрозмірних характеристик η , μ_σ , ϵ_u від траєкторії навантаження залежить тільки від умов формозмінення і не залежить від механічних властивостей металу, який деформується [4, 17, 114, 118]. Залежність пластичності деформуємого металу від схеми напруженого стану при об'ємному напруженому стані визначається поверхнею граничних деформацій $\epsilon_p(\eta, \mu_\sigma)$ [114].

Від координат η , μ_σ , ϵ_u легко перейти до координат, які визначаються іншими інваріантними характеристиками тензора напружень. Для цього по відомому значенню ступеня деформації ϵ_u і кривій течії $\sigma_u(\epsilon_u)$ визначається інтенсивність напружень σ_u і по формулах [46, 66]

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_u}{3} \left(\eta - \frac{\mu_\sigma - 3}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right),$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_u}{3} \left(\eta - \frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right),$$

$$\sigma_3 = \frac{\sigma_u}{3} \left(\eta - \frac{3 + \mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}} \right)$$

можна перейти до простору головних напружень або інших інваріантних характеристик напруженого стану.

Для визначення напружено-деформованого стану в осередку деформації при обкочуванні роликком нами використано метод скінчених елементів. Розв'язана задача кочення жорсткого шорсткого циліндра вздовж плоскої поверхні. Зв'язок між компонентами тензора швидкостей деформацій і девіатора напружень задавали співвідношеннями теорії пластичної течії Сен-Венана-Леві-Мізеса. В якості умови пластичності використана умова Губера-Мізеса. Вважали, що при пластичній деформації виконується умова нестисливості. Розрахунки виконані для плоскої поверхні деталі, виготовленої із сталі 10. Експериментальну криву течії сталі 10 апроксимували залежністю

$$\sigma_u = 796 \epsilon_u^{0.3}, \quad (2.94)$$

а поверхню граничних деформацій стали 10 задавали залежністю [118]

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,78 \exp(0,59\mu_\sigma - 0,71\eta).$$

Оцінку використаного ресурсу пластичності виконували по критерію, заснованому на нелінійному законі накопичення пошкоджень [114, 118]

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u^{n-1}}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^n} de_u, \quad (2.95)$$

де
$$n = 1 + 0,05 \frac{d\eta}{de_u} - 0,03 \frac{d\mu_\sigma}{de_u}.$$

Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності ψ і інтенсивності напружень σ_u після обкочування роликом $d=30\text{мм}$ приведені на рис. 2.24. Ізолінії ψ і e_u після обкочування роликом $d=40\text{мм}$ приведені на рис. 2.25. В обох випадках глибина пластично деформованого шару складає $\delta \approx 0,8\text{мм}$.

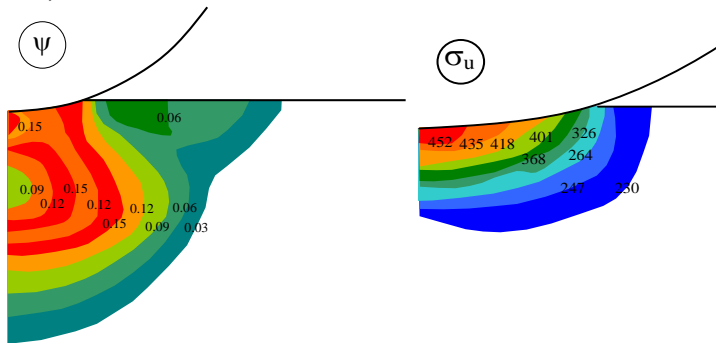


Рис. 2.24. Розподіл використаного ресурсу пластичності ψ та інтенсивності напружень σ_u при обкочуванні роликом $d=30\text{мм}$

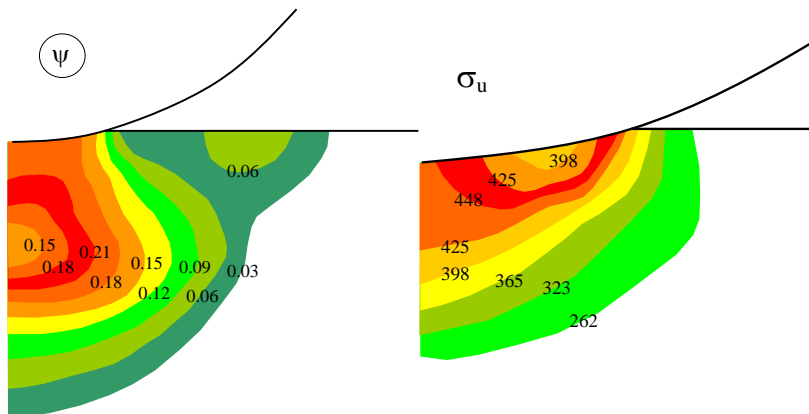


Рис. 2.25. Розподіл використаного ресурсу пластичності ψ та інтенсивності напружень σ_u при обкочуванні роликом $d=40\text{мм}$

Із аналізу отриманих результатів випливає, що при практично однаковому ступені зміцнення (інтенсивність напружень в приповерхневому шарі $\sigma_u=452\text{Н/мм}^2$ після обкочування роликом $d=30\text{мм}$, і $\sigma_u=448\text{Н/мм}^2$ після обкочування роликом $d=40\text{мм}$) величина використаного ресурсу $\psi_1=0,21$ значно більша при обкочуванні роликом $d=40\text{мм}$, ніж $\psi_2=0,15$ при обкочуванні роликом $d=30\text{мм}$. Тобто, при однаковому ступені зміцнення більш якісним є поверхневий шар, отриманий після обкочування роликом $d=30\text{мм}$, оскільки використаний ресурс пластичності $\psi_2 < \psi_1$.

Установлено [60], що при значеннях $\psi \geq 0,4 \dots 0,6$ в пластично деформованому металі виникають термодинамічно стійкі дефекти, які значно знижують довговічність деталі, особливо при знакозмінному навантаженні. Необхідно відмітити, що при $\psi = 0,8 \dots 0,9$ є велика ймовірність появи макротріщин в поверхневому шарі металу при відносно малих термінах експлуатації деталі, а виявити такий брак у виробничих умовах практично неможливо. Тому запропонований в даній роботі метод визначення величини використаного ресурсу пластичності ψ при поверхневій пластичній деформації і оцінка його залежності від параметрів процесу має велике практичне значення. Оскільки шляхом раціонального вибору параметрів процесу поверхневої пластичної деформації можна досягти необхідного зміцнення при допустимих значеннях використаного ресурсу пластичності.

Проблеми збільшення довговічності деталей машин призводять до розвитку різних методів зміцнювальної обробки їх поверхневого шару. Одним з таких методів є метод поверхневого пластичного деформування. Методи поверхневого пластичного деформування дозволяють суттєво підвищити опір втомі, контактну жорсткість, зносостійкість і інші характеристики деталей машин. Однак при пластичній деформації поряд з процесами зміцнення відбуваються процеси пластичного розрихлення [5, 60, 119], які негативно впливають на довговічність деталей. Тому актуальною є проблема кількісної оцінки впливу параметрів процесу поверхневого пластичного деформування як на зміцнення, так і на інтенсивність накопичення пошкоджень в пластично деформованому поверхневому шарі металу.

В даній роботі в якості міри пошкодженості пластично деформованого металу прийнято величину використаного ресурсу пластичності ψ і поставлена задача оцінки значень ψ в залежності від параметрів процесу поверхневого пластичного деформування. Передбачається, що при $0 < \psi \leq 0,3$ має місце розвиток дислокаційної структури і утворення пружних дефектів у вигляді субмікропор, що заліковуються при відпалі. При значеннях $0,3 < \psi \leq 0,6$ виникають і накопичуються енергетично стійкі дефекти, які не усуваються відпалом, при $0,6 < \psi \leq 1,0$ відбуваються процеси об'єднання мікропор і утворення мікротріщин [60].

Тому, для отримання якісного поверхневого шару необхідно, щоб величина використаного ресурсу пластичності не перевищувала значень $\psi \leq 0,3 \dots 0,4$. При таких значеннях ψ кінетика процесів накопичення і

заліковування пошкоджень близька до кінетики народження і анігіляції дислокацій. Крім того, при поверхневому пластичному деформуванні має місце значна нерівномірність напружено-деформованого стану, що обумовлює відмінність процесу накопичення пошкоджень в поверхневому шарі від аналогічних процесів, які відбуваються при пластичній деформації великих об'ємів металу. Тому для опису процесів накопичення пошкоджень використовуємо рівняння, подібне кінетичному рівнянню для густини дислокацій

$$\frac{\partial \psi(\vec{r}, t)}{\partial t} - \text{div}(D \nabla \psi) = I(\psi), \quad (2.96)$$

де $\psi(\vec{r}, t)$ - використаний ресурс пластичності в точці з радіусом \vec{r} в момент часу t ,

D – коефіцієнт, аналогічний коефіцієнту дифузії дислокацій,

$I(\psi)$ - функціонал, що характеризує процеси накопичення пошкоджень.

Для якісного опису процесу накопичення пошкоджень обмежимося одномірною моделлю, в якій використаний ресурс пластичності ψ залежить тільки від товщини поверхнього шару, яку будемо описувати координатою x . Розглянемо пластичну деформацію поверхнього шару при вдавлюванні двох різних пуансонів сферичної форми в пласкі зразки із сталі 20.

Для цього використаємо експериментальні результати роботи, в якій виконані дослідження для пуансонів, поверхня яких має форму кулі з діаметром 12,5 і 50 мм. На рис. 2.26 приведено розподіл накопиченої деформації ϵ_u по глибині поверхнього шару в перерізі, який співпадає з вертикальною площиною симетрії, при вдавлюванні двох вказаних пуансонів з зусиллям 125кН.



Рис. 2.26. Розподіл накопиченої деформації по глибині поверхнього шару (1 - d=12,5, 2 - d=50, P=125 кН)

При розв'язку кінетичного рівняння (2.96) використаємо експериментальні залежності $e_u(x)$ (рис. 2.26), а також приймемо наступні припущення для спрощення:

1. Показники η і μ_σ слабо залежать від x , тому приймаємо їх сталими і рівними $\eta=-1,36$; $\mu_\sigma=0,2$. Для сталі 20 гранична деформація e_p при таких значеннях η і μ_σ буде дорівнювати $e_p=1,85$ [119].

2. Інтенсивність накопичення пошкоджень пропорційна густині пошкоджень, тобто запишемо, що

$$I(\psi)=\beta f(e_u, x), \tag{2.97}$$

де β - коефіцієнт інтенсивності накопичення пошкоджень.

3. Замість часу t в рівнянні (2.96) будемо використовувати монотонно зростаючу величину – ступінь деформації e_u , яка визначається співвідношенням (2.87).

При прийнятих допущеннях рівняння (2.96) приймає вид

$$\frac{\partial \psi(x, e_u)}{\partial e_u} = \frac{\partial^2 \psi(x, e_u)}{\partial e_u^2} + \beta f(x, e_u). \tag{2.98}$$

Розв'язок рівняння (2.98) отримано для області

$$\begin{aligned} 0 \leq x \leq \delta, \\ e_u > 0, \end{aligned}$$

де δ - глибина пластично деформованого шару.

Початкові і граничні умови мають вид

$$\begin{aligned} \psi(x, 0) &= \psi_0, \\ \psi(\delta, e_u) &= 0, \end{aligned}$$

де ψ_0 - використаний ресурс пластичності в початковому стані.

Для прийнятих початкових і граничних умов розв'язок рівняння (2.98) дається виразом

$$\psi(x, e_u) = \frac{\psi_0}{2\sqrt{\pi}} \left\{ e^{\beta \frac{e_u}{e_p}} + \Phi\left(-\frac{x-\delta}{2\sqrt{D\frac{e_u}{e_p}}}\right) \right\} + \frac{1}{2\sqrt{\pi}} \int_0^{e_u} \frac{\delta-x}{\sqrt{D\left(\frac{e_u}{e_p}\right)^2}} \cdot e^{-\frac{(\delta-x)^2/4D\frac{e_u}{e_p}}{e_p}} f(x, e_u) de_u \tag{2.99}$$

де $\Phi\left(x/2\sqrt{D\frac{e_u}{e_p}}\right)$ - інтеграл ймовірності.

В даній роботі приймали, що в початковому стані використаний ресурс пластичності дорівнює нулю, тобто $\psi_0=0$. Значення D визначали із умови, що при сталих значеннях η і μ_σ , а також при $e_u=e_p$, величина $\psi=1$. У випадку, що розглядається, для D отримано значення $D=35\text{мм}^2$. При розрахунках використаного ресурсу пластичності ψ по рівнянню (2.99) товщину пластично деформованого шару і розподіл ступеню деформації e_u по його глибині брали із рис. 2.26. Результати розрахунку ψ приведені на рис. 2.27.

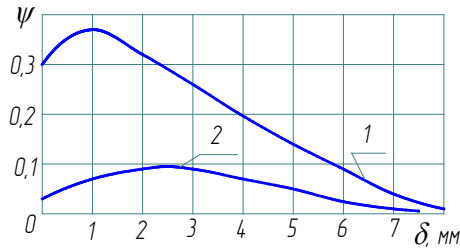


Рис. 2.27. Розподіл використаного ресурсу пластичності по глибині поверхневого шару (1 - $d=12,5$, 2 - $d=50$, $P=125$ кН)

Аналіз отриманих результатів показує, що розрахунки ψ по рівнянню (2.99) дають занижені значення порівняно з розрахунками ψ по критерію Г. А. Смірнова-Аляєва [5, 60]. Максимальне значення ψ отримане по критерію Г. А. Смірнова-Аляєва дорівнює $\psi_{\max}=0,43$, а по рівнянню (2.99) - $\psi_{\max}=0,37$. Оскільки розрахунки використаного ресурсу пластичності ψ по критерію Г. А. Смірнова-Аляєва при пластичній деформації в умовах усестороннього стиску дають завищені значення ψ , то можна вважати, що рівняння (2.98) з достатньою точністю описує процес накопичення пошкоджень в поверхневому шарі, для пластичної деформації якого характерні велика нерівномірність напруженого і деформованого станів.

Механізм накопичення і заліковування пошкоджень при немонотонній пластичній деформації в даний час повністю не вивчений. Тому немає єдиної точки зору щодо оцінки деформовності металів при немонотонному навантаженні [2, 3, 5, 60, 66].

Згідно Г. А. Смірнову-Аляєву [53] пластичну деформацію можна вважати монотонною, якщо в процесі формозмінення головні напрямки тензора швидкостей деформацій співпадають з одними і тими ж матеріальними волокнами, а головні швидкості видовжень не міняють знак. Друга умова монотонності полягає в незмінності за весь процес деформування значень параметру Надаї-Лоде для швидкостей деформацій.

Перша умова монотонності протікання процесу пластичної деформації не виключає можливості значних поворотів головних осей відносно довільної нерухомої системи координат, але ця умова передбачає можливість вибору для даної частки такої переносної системи координат, нерухомої щодо деформуючих волокон, відносно якої повороти головних осей тензора швидкостей деформацій будуть дорівнювати нулю або будуть незначними.

Друга умова монотонності рівносильна умові незмінності відношень головних компонент швидкостей деформацій. Тобто компоненти швидкостей деформацій залишаються пропорційними одному і тому ж параметру.

Якщо перша умова монотонності виконується, а показники η і μ_{σ} змінюються, то в цьому випадку траєкторія навантаження задається залежністю $e_u(\eta, \mu_{\sigma})$ або шляхами деформування $\eta(e_u)$, $\mu_{\sigma}(e_u)$ і для розрахунку

використаного ресурсу пластичності можна використовувати критерії, в основу яких покладена гіпотеза про скалярну природу пошкоджень [3, 5, 60, 66].

Якщо в процесі навантаження головні напрямки тензора швидкостей деформацій повертаються і не збігаються з одними і тими ж волокнами, то ступінь немонотонності можна оцінити таким шляхом [60]. Якщо позначити через ω_1 швидкість обертання матеріальної частки в процесі деформації, а через ω_2 – швидкість обертання головних осей тензора швидкостей деформацій, то умову монотонності можна записати в вигляді $\omega_1 = \omega_2$, а ступінь немонотонності визначити як інтеграл

$$\omega = \int_0^t (\omega_1 - \omega_2) d\tau, \quad (2.100)$$

де ω - кількісна характеристика розвитку немонотонності деформації.

Квазімонотонною називають таку деформацію, при якій поворот матеріальних часток відносно головних осей тензора швидкостей деформацій відбувається в одному напрямку, тобто $\omega_1 \neq \omega_2$, але $\text{sign}(\omega_1 - \omega_2) = \text{const}$.

Знакозмінною будемо вважати деформацію при якій напрямки обертання волокон матеріальної частки відносно головних осей тензора швидкостей деформацій змінюються на протилежні, тобто $\omega_1 \neq \omega_2$ і $\text{sign}(\omega_1 - \omega_2) = \text{var}$. Вся траєкторія знакозмінного навантаження може бути представлена у вигляді ділянок монотонної або квазімонотонної деформації, на границях яких монотонність навантаження матеріальних часток порушується.

Згідно О. А. Ільюшину [55] і Г. Д. Делю [2] компоненти тензора пошкоджень визначаються рівнянням (1.19). Компоненти направляючого тензора визначаються за формулою (1.20). Із співвідношень теорії течії (1.21) витікає

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{S_{ij}}{\sigma_u} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{S_{ij}}{\sqrt{\frac{3}{2}} \tau} = S_{ij}^0. \quad (2.101)$$

Тому (1.19) можна переписати у вигляді

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u^*} F(e_u, \eta, \mu_\sigma) S_{ij}^0 de_u \quad (2.102)$$

або при великих кривизнах траєкторій деформацій (зломах)

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u^*} F(e_u, \eta, \mu_\sigma) S_{ij}^0 f(\omega) de_u, \quad (2.103)$$

де ψ_{ij} - компоненти тензора пошкоджень,

S_{ij}^0 - компоненти направляючого тензора напружень,

$f(\omega)$ - функція, яка характеризує вплив ступеню немонотонності навантаження і залежить від кривизни траєкторії деформацій.

Вважається, що руйнування настає при умові, якщо деяка функція інваріантів тензора ψ_{ij} досягає певного значення. Перший інваріант цього тензора дорівнює нулю. Нехтуючи впливом третього інваріанта, запишемо умову руйнування у вигляді [2]

$$\psi_{ij}\psi_{ij}=\text{const.} \quad (2.104)$$

Підінтегральні функції в (1.19), (2.102) можна нормувати таким чином, щоб замість умови (2.104) задовольнити прийняті у феноменологічній теорії умові (1.18). Щоб визначити вид функції $F(e_u, \eta, \mu_\sigma)$ розглянемо просте навантаження, при якому β_{ij} , S_{ij}^0 , η , μ_σ залишаються сталими, а $f(\omega)=1$, тоді ψ_{ij} визначається за рівнянням

$$\psi_{ij} = \beta_{ij} \int_0^{e_u^*} F(e_u, \eta, \mu_\sigma) de_u = \beta_{ij} \varphi(e_u, \eta, \mu_\sigma) \quad (2.105)$$

Оскільки $S_{ij}^0 S_{ij}^0 = 1$, із (1.18) витікає, що при руйнуванні, якщо $e_u = e_p$, $\varphi(e_u, \eta, \mu_\sigma) = 1$. Крім того $\varphi(0, \eta, \mu_\sigma) = 0$. Задовольняючи цим умовам, припустимо, що

$$\varphi = \sum_{k=1}^m b_k \left(\frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right)^{n_k}, \quad \sum b_k = 1, \quad n_k > 0.$$

Функція $f(\omega)$ залежить від кривизни траєкторії деформацій і визначається експериментально [120].

Критерій руйнування (1.18) використаний нами для дослідження процесу накопичення пошкоджень при поверхневій пластичній деформації проволочи, яка обумовлена множиною ударів сталених загартованих кульок. Удари викликані спільною дією вібрацій, що надаються робочій камері і її переміщень на робоче середовище і оброблювані заготовки.

На перший погляд в даному випадку немонотонність пластичної деформації обумовлена тільки проміжними розвантаженнями. Однак, необхідно відмітити, що якщо імпульс стиску, який має місце при ударі, розповсюджується в пружному середовищі і доходить до вільної від напружень поверхні деталі, то він при відбиванні від межі розділу породжує імпульс розтягу, який має таку ж форму як і імпульс стиску але поширюється в протилежному напрямку. Результуюче напруження на межі завжди дорівнює нулю, але в прилеглому до поверхні шарі з'являються напруження розтягу, які при відповідних умовах можуть привести до руйнування. Тому для оцінки деформовності поверхневого шару при ударній поверхневій пластичній деформації необхідно враховувати і напруження розтягу, тобто розглядати процес деформації як знакзмінний.

Поверхнева пластична деформація дозволяє отримати поверхневий шар з необхідними фізико-механічними характеристиками і оптимальним рельєфом. Однак, ступінь пластичної деформації поверхневого шару обмежена. Це обумовлено тим, що при пластичній деформації поряд зі зміцненням поверхневого шару відбуваються процеси накопичення пошкоджень. Зі

збільшенням ступеня пластичної деформації інтенсивність зміцнення зменшується, а інтенсивність накопичення пошкоджень зростає і настає момент, коли остання починає істотно перевищувати інтенсивність зміцнення. Ступінь деформації, при якій починається інтенсивне пластичне розпушення, істотно залежить від механічних характеристик матеріалу оброблюваної деталі і від історії навантаження, яка визначається параметрами процесу. Для кількісної оцінки величини граничного значення ступеня деформації нами використаний критерій (1.18). В роботі [60] показано, що незворотні, термодинамічно стійкі дефекти в пластично деформуємому металі виникають при значеннях використаного ресурсу пластичності, що перевищують $\psi > 0,3 \dots 0,4$.

Виконані дослідження показали, що для забезпечення необхідної якості поверхневого шару, в залежності від службового призначення проволочки, можна допустити пластичну деформацію, при якій використаний ресурс пластичності поверхневого шару складе $\psi = 0,5 \dots 0,6$.

Історія навантаження задавали траєкторіями в просторі ступеня деформації ϵ_u (2.87), показника напруженого стану η (1.5) і параметра Надаї-Лоде μ_σ (1.6).

Були виконані дослідження для проволочки із сталі 10, поверхня граничних деформацій для якої отримана в роботі [102] і апроксимована виразом

$$\epsilon_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,68 \exp(0,43 \mu_\sigma - 0,91 \eta). \quad (2.106)$$

Для визначення траєкторій навантаження $\epsilon_u(\eta, \mu_\sigma)$ на кожному етапі, напружено-деформований стан в зоні контакту визначали по методиці Г. А. Смірнова-Аляєва [53]. В цій роботі отримано наближений розв'язок крайової задачі теорії пластичності для впровадження сферичного тіла в середовище з нескінченними розмірами. При цьому зроблені припущення, що компоненти тензора напружень залежать тільки від координат ρ і φ (рис. 2.28) і виконується рівність $\sigma_\varphi = \sigma_\theta$.

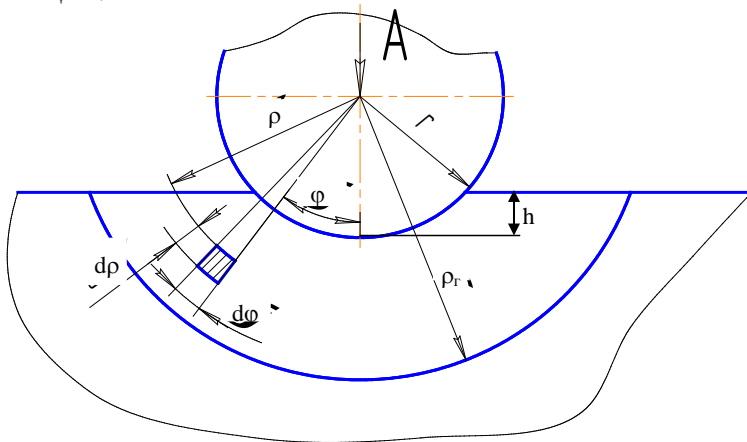


Рис. 2.28. Розрахункова схема

Тоді рівняння рівноваги в сферичній системі координат мають вид

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau}{\partial \varphi} + \frac{2}{r} (\sigma_r - \sigma_\varphi) + \frac{1}{r} \tau \operatorname{ctg} \varphi = 0, \quad (2.107)$$

$$\frac{\partial \tau}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{3}{r} \tau = 0. \quad (2.108)$$

Умова пластичності при прийнятих допущеннях приймає вид

$$\sigma_r - \sigma_\varphi = \sigma_u \sqrt{1 - 3 \left(\frac{\tau}{\sigma_u} \right)^2}. \quad (2.109)$$

В системі рівнянь (2.107), (2.108), (2.109) число шуканих величин дорівнює числу рівнянь, проте, вирішити ці рівняння без додаткових умов неможливо. Тому прийнято ще одне допущення, що інтенсивність напружень σ_u і ступінь деформації ϵ_u залежать тільки від координати r . При прийнятих допущеннях отримано розв'язок системи (2.107), (2.108), (2.109), який використали при розрахунку використаного ресурсу пластичності по критерію (1.18). Для врахування зміцнення, обумовленого багатократними ударами кульок, використовували криву течії сталі 10.

Аналіз результатів розрахунку використаного ресурсу пластичності показав, що найбільша ступінь деформації ϵ_u , а значить і оптимальне значення зміцнення можна досягнути при умові, коли остаточна глибина лунки при ударі складає близько $0,04d$, а число ударів не перевищує 15-20. Однак цей результат не точний, оскільки при розв'язку крайової задачі прийнята низка допущень для спрощення. Однак, даний підхід можна вважати перспективним для оптимізації процесів поверхневого пластичного деформування.

Модель процесу накопичення пошкоджень в пластично деформуємому поверхневому шарі описує цей процес кінетичним рівнянням аналогічним еволюційному рівнянню для густини дислокацій. Отримане рішення кінетичного рівняння задовільно описує процес накопичення пошкоджень при поверхневій пластичній деформації.

3. ДЕФОРМАЦІЙНЕ ЗМІЦНЕННЯ МЕТАЛІВ

3.1. Напружено-деформований стан в осередку деформації при поверхневому пластичному деформуванні

Одним з методів підвищення довговічності виробів з проволочи (наприклад, витих пружин) є метод поверхневого пластичного деформування. Поверхнева пластична деформація дозволяє отримати поверхневий шар з необхідними фізико-механічними характеристиками, за умови, що ступінь пластичної деформації в поверхневому шарі не перевищує певного значення, яке залежить від величини використаного ресурсу пластичності [121]. Крім того, на довговічність виробів з проволочи, які працюють в умовах знакозмінних навантажень, великий вплив має схема напруженого стану, яка визначається рівнем і законом розподілу залишкових напружень в поверхневому, пластично деформованому шарі. Для визначення схеми напруженого стану в пластично деформованому шарі, який отримується в результаті поверхневої пластичної деформації, обумовленої безліччю ударів сталевих загартованих кульок при вібраційній обробці [121], в даній роботі використаний експериментально-розрахунковий метод визначення залишкових напружень в цьому шарі [122]. Припускається, що залишкові дотичні напруження дуже малі, а закон розподілу нормальних напружень σ_ϕ в поверхневому шарі визначений експериментально. Задача визначення залишкових напружень $\sigma_r^0(r)$ і $\sigma_z^0(r)$, а також залишкових пластичних деформацій при умові, що закон зміни $\sigma_\phi(r)$ відомий із експерименту, розв'язується наступним шляхом [122].

Диференціальне рівняння рівноваги при відсутності дотичних напружень має вигляд

$$\frac{\partial \sigma_r^0}{\partial r} + \frac{\sigma_r^0 - \sigma_\phi^0}{r} = 0. \quad (3.1)$$

Із умови, що епюра напружень $\sigma_\phi^0(r)$ повинна бути самоурівноваженою витікає

$$\int_0^a \sigma_\phi^0(r) dr = \int_0^a \frac{d}{dr} (r \sigma_r^0(r)) = 0, \quad (3.2)$$

де a – радіус проволочи.

Із (3.1) і (3.2) знаходимо

$$\sigma_r^0(r) = \frac{1}{r} \int_0^r \sigma_\phi^0(x) dx. \quad (3.3)$$

Формула (3.3) дозволяє визначити $\sigma_r^0(r)$ по експериментально отриманим залежностям $\sigma_\phi^0(r)$.

Значення $\sigma_z^0(r)$ можуть бути розраховані через залишкові пластичні деформації [122], набуті в результаті поверхневого зміцнення. Представимо компоненти тензора повної деформації у вигляді суми

$$\varepsilon_i^0 = e_i^0 + q_i, \quad (i = r, \varphi, z) \quad (3.4)$$

де e_i^0 – компоненти тензора пружних деформацій,
 q_i – компоненти тензора пластичних деформацій.

Якщо зміцнення поверхневого шару проволочки отримано шляхом чисельних ударів сталевих загартованих кульок (радіус кульки значно менше радіуса проволочки), то пластичні деформації будуть такими ж, як і в напівпросторі [121], тобто виконуватися рівність

$$q_\varphi = q_z. \quad (3.5)$$

Враховуючи умову нестискаємості $q_z + q_\varphi + q_r = 0$, знаходимо

$$q_\varphi = q_z = -\frac{q_r}{2}. \quad (3.6)$$

Підставляючи в рівняння сумісності деформацій

$$r \frac{d\varepsilon_\varphi^0}{dr} + \varepsilon_\varphi^0 = \varepsilon_r^0 \quad (3.7)$$

співвідношення (3.4) і враховуючи (3.6) отримаємо

$$r \frac{dq_\varphi^0}{dr} + 3q_\varphi = e_r^0 - r \frac{de_\varphi^0}{dr} - e_\varphi^0. \quad (3.8)$$

Для пружних деформацій і залишкових напружень можна записати закон Гука

$$e_r^0 = \frac{1}{E} \left(\sigma_r^0 - \nu (\sigma_\varphi^0 + \sigma_z^0) \right), \quad (3.9)$$

$$e_\varphi^0 = \frac{1}{E} \left(\sigma_\varphi^0 - \nu (\sigma_r^0 + \sigma_z^0) \right),$$

де ν – коефіцієнт Пуассона,
 E – модуль Юнга.

Для проволочки можна вважати справедливою гіпотезу плоских перетинів, тому

$$e_z^0(r) + q_z(r) = \varepsilon_z^0, \quad \left(\varepsilon_z^0 = \text{const}, r \in [0; a] \right). \quad (3.10)$$

Умова (3.10) може порушуватися лише біля вільних кінців проволочки.

Виражаючи e_z^0 через напруження по закону Гука і враховуючи (3.10) отримаємо

$$\sigma_z^0(r) = E \left(\varepsilon_z^0 - q_z(r) \right) + \nu \left(\sigma_r^0(r) + \sigma_\varphi^0(r) \right). \quad (3.11)$$

За допомогою (3.11) із співвідношень (3.9) можна виключити σ_z^0 , тоді з урахуванням (3.6) рівняння (3.8) можна записати у вигляді

$$r \frac{dq_\varphi}{dr} + \frac{3}{1+\nu} q_\varphi = f(r), \quad (3.12)$$

$$\text{де } f(r) = \frac{\sigma_r^0(r) - \sigma_\varphi^0(r)}{E} - \frac{r}{E} \left[(1-\nu) \frac{d\sigma_\varphi^0(r)}{dr} - \nu \frac{d\sigma_r^0(r)}{dr} \right]. \quad (3.13)$$

Загальний розв'язок рівняння (3.12) при умові, що $\lim_{r \rightarrow 0} q_\varphi(r) = 0$ має вид [122]

$$q_\varphi(r) = \frac{1-2\nu}{E(1+\nu)r^{1+\nu}} \int_0^r x^{\frac{2-\nu}{1+\nu}} [\sigma_r^0(x) + 2\sigma_\varphi^0(x)] dx - \frac{1}{E} [(1-\nu)\sigma_\varphi^0(r) - \nu\sigma_r^0(r) - (1-2\nu)\sigma_\varphi^0(r)] \quad (3.14)$$

Із умови рівності нулю сумарного осьового зусилля

$$\int_0^a r \sigma_z^0(r) dr = 0$$

можна знайти ε_z^0

$$\varepsilon_z^0 = \frac{2}{a^2} \int_0^a r \left(q_z(r) - \frac{\nu}{E} [\sigma_r^0(r) + \sigma_\varphi^0(r)] \right) dr. \quad (3.15)$$

Після визначення ε_z^0 по (3.15) знаходимо $\sigma_z^0(r)$ по (3.11).

Отримані залежності $\eta(h)$, $\mu_\sigma(h)$, а також розподіл інтенсивності пластичних деформацій ε_u по глибині поверхневого шару приведені на рис. 3.1-3.3.

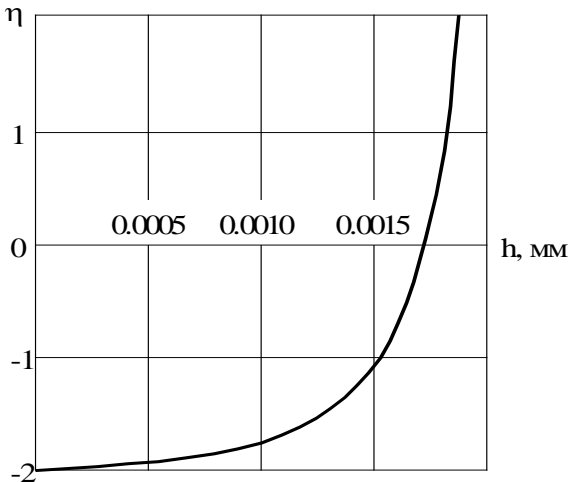


Рис. 3.1. Показник напруженого стану в поверхнево-зміцненому шарі

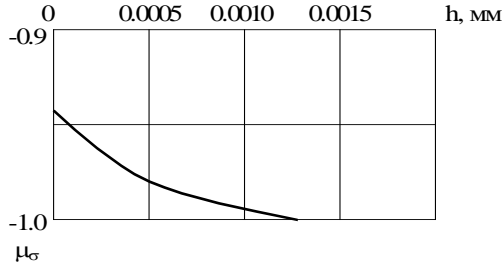


Рис. 3.2. Параметр Надаї-Лоде в поверхнево-зміцненому шарі

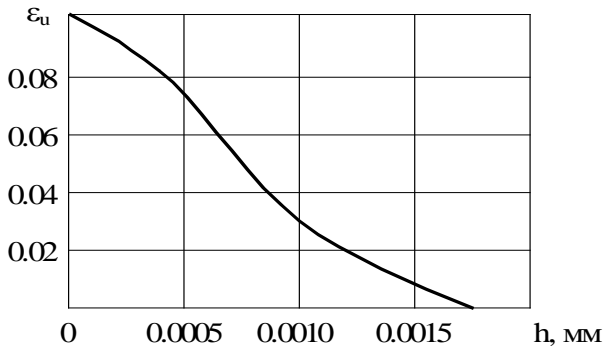


Рис. 3.3. Інтенсивність деформацій в поверхнево-зміцненому шарі

Із аналізу цих залежностей витікає, що на поверхні проволочки має місце усесторонній нерівномірний стиск ($\eta=-2$; $\mu_\sigma=-0.94$), який із збільшенням глибини шару h переходить в напружений стан нерівномірного розтягу ($\eta=2,1$; $\mu_\sigma=-1$). Однак така схема напруженого стану при товщинах шару $h>0.002$ мм не повинна погіршувати експлуатаційні характеристики проволочки, оскільки при $h>0.002$ мм інтенсивність пластичних деформацій i , відповідно, викликані цією деформацією пошкодження, дорівнюють нулю.

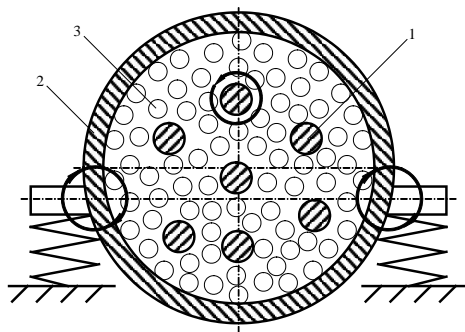
Для оцінки використаного ресурсу пластичності ψ в поверхневому шарі використані результати розрахунку ψ , отримані в роботі [121]. Враховуючи, що в даному випадку пластична деформація реалізується з чисельними розвантаженнями, приймаючи, що при одиничному ударі кульки діаметром d глибина лунки не перевищує $0,06d$, при інтенсивності деформацій $\epsilon_u=0,1$ для використаного ресурсу пластичності отримано значення $\psi=0,165$. Оскільки отримане значення ψ не перевищує $0,3$, то це означає, що при такому ступеню пластичної деформації поверхневого шару термодинамічно стійкі дефекти в ньому відсутні [60]. Тому якість поверхневого шару можна вважати високим.

3.2. Зміцнення проволочки поверхневим пластичним деформуванням

Використання в технологіях машинобудування методів поверхневої пластичної деформації є одним з ефективних способів зменшення шорсткості поверхні, утворення в поверхневому шарі залишкових напружень стиску, підвищення його міцності і довговічності, що в сукупності призводить до значного збільшення ресурсу надійності виробів в цілому.

У даній роботі для покращення механічних характеристик проволочки використана вібраційна зміцнювальна обробка, основою якої є динамічний характер протікання процесу, який супроводжується безліччю мікроударів частинок обробної середовища по оброблюваній поверхні, що, в підсумку, забезпечує пластичну деформацію поверхневого шару.

На рис. 3.4 представлена принципова схема обробки поверхонь проволочок вільними обробними тілами. Стрілками вказано: \odot - напрямок обертання вільно встановлених проволоч і \circlearrowright - напрямок коливаний приводного елемента. В якості тіл для обробки вибрані сталеві загартовані кульки. Припускається, що одне з контактуючих тіл (кулька) перебуває в пружному, а друге (проволока) в пружнопластичному стані. Проволоки 1 вільно встановлені в замкнутому циліндричному контейнері 2, який заповнений сталевими кульками на 0.35 ... 0.50 його об'єму. Виникаючі в процесі коливаний контейнера рухи проволоч і кульок призводять до їх зіткнення, в результаті яких виникають великі напруги на поверхні оброблюваної проволочки в місцях контакту (удару) і обумовлені ними локальні пластичні деформації. Основною задачею при проектуванні таких процесів є задача вибору режимів коливаний і розмірів кульок, щоб при заданих діаметрах перетинів проволочки і її вихідних механічних характеристиках, ступінь деформації і величина використаного ресурсу пластичності в процесі обробки не перевищували певних значень, які повинні забезпечити необхідні експлуатаційні характеристики оброблюваної проволочки.



1 - проволочка, 2 - контейнер, 3 - сталеві кульки

Рис. 3.4. Принципова схема обробки поверхонь проволочок вільними обробними тілами

Однією з основних характеристик якості зміцненого пластичною деформацією поверхневого шару є ступінь зміцнення, яка визначається ступенем деформації та величиною використаного ресурсу пластичності [3, 5, 66]. В роботах [60, 102] показано, що якщо величина використаного ресурсу пластичності ψ при холодній пластичній деформації перевищує значення $\psi \geq 0.4 \dots 0.5$, то в пластично деформованому металі виникають термодинамічно стійкі дефекти, які не усуваються навіть при термообробці. Ці дефекти при експлуатації деталей, підданих поверхневій пластичній деформації, є центрами зародження макротріщин, особливо при знакозмінному навантаженні. Тому, допустимі значення ступеня деформації поверхневого шару обмежуються величиною використаного ресурсу пластичності. З іншого боку, зі збільшенням ступеня деформації зростає зміцнення.

Для оцінки допустимого значення ступеня деформації поверхневого шару використані методи теорії деформовності [3, 5, 60, 66, 102]. Історія деформування задається траєкторіями $e_u(\eta, \mu_\sigma)$ в просторі ступеню деформації e_u (2.87), показника жорсткості напруженого стану η (1.5) і параметру Надаї-Лоде μ_σ (1.6) [102].

Оскільки в даному випадку пластична деформація реалізується з багаторазовими розвантаженнями, то оцінку величини використаного ресурсу пластичності виконували за критерієм, який описує процес накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації [102]

$$\psi_k = \psi_{(k-1)}^2 \exp \left(c \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^{(k)}} \frac{\eta de_u}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(k)} \psi_{ij}^{(k)}}, \quad (3.16)$$

де k – номер соударення кульки з проволочкою в точці поверхні, що розглядається (номер етапу пластичної деформації),

$\psi_{(k-1)}$ – використаний ресурс пластичності на попередньому етапі пластичної деформації,

$e_u^{(k-1)}$ - ступінь деформації на попередньому етапі,

$e_u^{(k)}$ - ступінь деформації на даному етапі,

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

пошкоджень на k -ому етапі.

Нами виконані дослідження для проволочки із сталі 10. Поверхня граничних деформацій для якої отримана в роботі [5] і описується залежністю (2.23).

Для оцінки впливу історії деформування на пластичність, яка в даному випадку визначається траєкторією деформування $e_u(\eta, \mu_\sigma)$, на кожному етапі визначали напружено-деформований стан в зоні контакту по методиці Г. А. Смірнова-Аляєва [53]. В роботі [53] отримано наближений розв'язок крайової

задачі теорії пластичності при введенні сферичного тіла в тіло з нескінченними розмірами. При цьому зроблені припущення, що компоненти тензора напружень залежать тільки від координат ρ і φ (рис. 2.28) і виконується рівність $\sigma_\varphi = \sigma_\theta$. Тоді рівняння рівноваги в сферичній системі координат будуть мати вид (2.107), (2.108). Умова пластичності при прийнятті допущення прийме вид (2.109). Для розв'язку системи рівнянь (2.107), (2.108), (2.109) було прийнято допущення, що інтенсивність напружень σ_u і ступінь деформації ϵ_u залежать тільки від координати ρ . При прийнятті допущення розв'язок системи (2.107), (2.108), (2.109) має вид

$$\tau = 1.57 \sigma_u \varphi \exp(-\varphi) \left(\frac{a}{\frac{\rho}{r} - b} + c \right),$$

де a , b і c сталі, які визначаються із граничних умов і прийняті рівними $a=2.5$, $b=0$, $c=1.5$.

$$\sigma_\varphi = \frac{2}{3} \sigma_T + (\varphi \exp(-\varphi) + \exp(-\varphi) - 1) \cdot \left\{ 4.71 \left(\mu - u \frac{\rho}{r} \right) \left(\frac{a}{\frac{\rho}{r} - b} + c \right) + \right.$$

$$\left. + 1.57 \frac{\rho}{r} \left[\frac{a(ub - \mu)}{\left(\frac{\rho}{r} - b \right)^2} - uc \right] \right\} + 3.14(I_{11} - I_1) + 2\mu \ln \frac{\rho_2}{\rho} - 2u \left(\frac{\rho_2}{r} - \frac{\rho}{r} \right) - \left(\mu - u \frac{\rho}{r} \right), \quad (3.17)$$

$$\sigma_\rho = \frac{2}{3} \sigma_T + (\varphi \exp(-\varphi) + \exp(-\varphi) - 1) \cdot \left\{ 4.71 \left(\mu - u \frac{\rho}{r} \right) \left(\frac{a}{\frac{\rho}{r} - b} + c \right) + \right.$$

$$\left. + 1.57 \frac{\rho}{r} \left[\frac{a(ub - \mu)}{\left(\frac{\rho}{r} - b \right)^2} - uc \right] \right\} + 3.14(I_{11} - I_1) + 2\mu \ln \frac{\rho_2}{\rho} - 2u \left(\frac{\rho}{r} - \frac{\rho_2}{r} \right) -$$

$$\left(\mu - u \frac{\rho}{r} \right) + \left(\eta - u \frac{\rho}{r} \right) \left[1 - 7.39 \varphi^2 \exp(-2\varphi) \left(\frac{a}{\frac{\rho}{r} - b} + c \right)^2 \right], \quad (3.18)$$

$$\text{де } I_{11} - I_1 = a\mu \frac{\frac{\rho_2}{r} - \frac{\rho}{r}}{\frac{\rho_2}{r} \frac{\rho}{r}} + (c\mu - a\mu) \ln \frac{\rho_2}{\rho} - c\mu \left(\frac{\rho_2}{r} - \frac{\rho}{r} \right),$$

$\sigma_u = \sigma_{u0} - C \exp(-e_u)$ - апроксимація кривої течії,

$$\mu = \sigma_{u0} - \frac{C \left(\frac{\rho_2}{\rho} - \exp(e'_u) \right)}{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho}{r} - 1 \right)},$$

$$u = C \frac{\exp(e'_u) - 1}{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho}{r} - 1 \right)}, \quad (e'_u) - \text{середнє значення } e_u \text{ на внутрішній поверхні}$$

зони пластичної деформації ($\rho=r$).

Для розрахунку e'_u при введенні кульки на початковому етапі, можна прийняти [53]

$$e'_u \approx h/r.$$

Залежність ступеню деформації e_u від ρ визначається виразом

$$e_u = \ln \frac{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho_r}{r} - 1 \right)}{\frac{\rho}{r} (\exp(e'_u) - 1) + \frac{\rho_r}{r} - \exp(e'_u)}, \quad (3.19)$$

$$\text{де } \rho_r = r \left[1.2 + 2.4 \sqrt{\left(\frac{h}{d} + 0.5 \right)^2 + 0.25} \right] - \text{радіус зони пластичної} \quad (3.20)$$

деформації.

Формули (3.19), (3.20) отримані авторами роботи [53] на основі обробки результатів експериментальних досліджень деформованого стану різних металів в процесі, що розглядається.

Оскільки глибина впровадження кульки при ударі невелика, а ймовірність того, що кулька буде постійно потрапляти в одну і ту ж лунку - мала, то нехтували зміною рельєфу поверхні, обумовленого ударами кульок. Для врахування зміцнення, обумовленого багаторазовими ударами кульок, використовували криву течії сталі 10 [102].

З виконаних розрахунків випливає, що найбільше значення ступінь деформації має в точках, що знаходяться недалеко від вільної поверхні на осі симетрії лунки ($e_u=0.6$). Однак показник напруженого стану в цих точках дорівнює $\eta = -5$, а $\mu_\sigma = 1$. При віддаленні від осі симетрії по поверхні лунки e_u зменшується до $e_u=0.05$, а η збільшується до $\eta = -1.25$. При такому розподілі напружень і деформацій розподіл значень використаного ресурсу пластичності по поверхні лунки близький до рівномірного. Найбільше значення ψ має в точці, яка перебуває на осі лунки недалеко від вільної поверхні. З віддаленням

від вільної поверхні лунки і ступінь деформації і ступінь використання запасу пластичності зменшуються.

Із аналізу отриманих результатів випливає, що найбільших значень ступеню деформації ϵ_u , а значить і оптимального ступеню зміцнення можна досягнути при умові, коли частота і амплітуда коливань контейнера вибрані так, що залишкова глибина лунки при одиночному ударі складає близько 0,06d, а число ударів при цьому не перевищує 10-15. Хоча рішення крайової задачі отримано для плоского півпростору і при вирішенні прийнятий ряд припущень для спрощення, отриманий результат близький до експериментального. Тому даний підхід можна вважати перспективним для оптимізації процесів поверхневої пластичної деформації.

Пластична деформація поверхневого шару проволочки при вібраційній обробці сталевими загартованими кульками, крім зміцнення цього шару, дозволяє отримати сприятливу схему напруженого стану, обумовлену стискаючими залишковими напруженнями, а також мінімальне використання запасу пластичності. Схема напруженого стану в пластично деформованому шарі практично не залежить від матеріалу проволочки, проте слід зазначити, що наведені результати отримано для випадку, коли радіуси кульок набагато менше радіуса проволочки.

Для кількісної оцінки комплексного впливу напруженого стану залишкових напружень і напруженого стану обумовленого зовнішніми навантаженнями, що діють на деталь із проволочки при її експлуатації, на схему напруженого стану в поверхневому шарі навантаженої деталі, в подальших дослідженнях необхідно розглянути питання релаксації залишкових напружень в цьому шарі.

Метод вібраційної зміцнювальної обробки проволочки вільними обробними тілами, в якості яких використані сталеві кульки дозволяє виконати аналіз процесу пластичної деформації поверхневого шару дроту при обробці його сталевими кульками.

На основі наближеного розв'язку крайової задачі теорії пластичності і задачі прикладної теорії деформовності методика оцінки оптимального значення ступеня деформації поверхневого шару забезпечує необхідну технологічна спадковість обробленого дроту.

3.3. Пластичність матеріалу поверхневого шару при поверхневому пластичному деформуванні

З аналізу накопичених до цього часу теоретичних і експериментальних результатів випливає, що довговічність деталей машин визначається не тільки раціональністю їх конструкції і якістю матеріалу, але і в значній мірі залежить від особливостей технологічних процесів, що визначають собою технологічну спадковість поверхневого шару. Ефективним методом формування поверхневого шару деталей є поверхнева пластична деформація, в результаті якої поліпшується мікроструктура та фізико-механічні властивості поверхневого шару [123]. Найбільш ефективними і перспективними, з точки

зору подальшого розвитку і використання, є методи поверхневого пластичного деформування, в яких використовуються методи динамічного зміцнення [123]. Однак, при пластичній деформації одночасно з процесами зміцнення відбуваються процеси пластичного розривлення, які супроводжуються накопиченням пошкоджень, що, в свою чергу, призводить до погіршення механічних характеристик поверхневого шару.

Тому залишається невирішеною проблема визначення максимального значення ступеня деформації поверхневого шару, при якому досягається максимальний ефект зміцнення при прийнятному рівні пошкоженості. Для кількісної оцінки ступеня пошкоженості матеріалу поверхневого шару нами використана величина використаного ресурсу пластичності [4].

У даній роботі досліджена залежність величини використаного ресурсу пластичності матеріалу поверхневого шару осесиметричних деталей зі сталі 10 від основних параметрів процесу вібраційної зміцнювальної обробки. В даному процесі деталь, що підлягає обробці, вільно встановлюється в замкнутий циліндричний контейнер, внутрішня поверхня якого повторює профіль оброблюваної деталі [123]. Простір між контейнером і деталлю на 0,38 його обсягу заповнений сталевими кульками для обробки, твердість яких вище твердості оброблюваної деталі. Відцентрова сила, що виникає в процесі обертання, притискає деталь до контейнера через шар кульок. Контакт деталі з черговою групою кульок відбувається з ударом, причому масами, що вдаряються, є оброблювана деталь і контейнер [123]. Наявність ударів оброблюваної деталі з контейнером через незначне число кульок призводить до локальної пластичної деформації в області контакту кульки і деталі.

При відношенні радіусів кривизни поверхні кульки і оброблюваної деталі менше 0,08 форма поверхні контакту практично збігається з формою поверхні кулькового сегмента. Кривизна кулькового сегмента прийнята рівною кривизні поверхні кульки. Тому для визначення напружено-деформованого стану в області контакту кульки і деталі використовували рішення крайової задачі, отримане в роботі [53]. Розрахункова схема задачі показана на рис. 5.7.

Радіус поверхні пластичної зони відбитка знаходили за формулою

$$\rho_r = r[1,2 + 2,4\sqrt{(hD^{-1} + 0,5)^2 + 0,25}], \quad (3.21)$$

де $D=2r$ - діаметр кульки,
 h - глибина відбитку.

Диференціальне рівняння рівноваги елемента, виділеного в зоні пластичної деформації в прийнятій сферичній системі координат має вигляд

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \varphi} + \frac{2}{\rho} (\sigma_\rho - \sigma_\varphi) + \frac{1}{\rho} \tau_{\rho\varphi} \operatorname{ctg} \varphi = 0, \quad (3.22)$$

$$\frac{\partial \tau_{\rho\varphi}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{3}{\rho} \tau_{\rho\varphi} = 0$$

При отриманні системи рівнянь (3.22) прийнято допущення, що $\sigma_\varphi = \sigma_\theta$. При виконанні цієї рівності умову пластичності Мізеса можна записати у виді

$$\sigma_{\varphi} - \sigma_p = \sigma_u \sqrt{1 - 3 \left(\frac{\tau \rho \varphi}{\sigma_u} \right)^2}. \quad (3.33)$$

Розв'язок системи рівнянь (3.22), (3.33) для осі симетрії ($\varphi=0$) має вигляд

$$\sigma_{\varphi} = \frac{2}{3} \sigma_T + 3,14(I_{1\rho_r} - I_1) + 2\mu \ln \frac{\rho_r}{r} - 2u \left(\frac{\rho_r}{r} - \frac{\rho}{r} \right) - \left(\mu - u \frac{\rho}{r} \right) \quad (3.34)$$

$$\sigma_p = \frac{2}{3} \sigma_T + 3,14(I_{1\rho_r} - I_1) + 2\mu \ln \frac{\rho_r}{r} - 2u \left(\frac{\rho_r}{r} - \frac{\rho}{r} \right), \quad (3.35)$$

$$\text{Де } I_{1\rho_r} - I_1 = -2,5\mu \frac{(\rho_r - \rho)r}{\rho_r \rho} + (1,5 + 2,5u) \ln \frac{\rho_r}{r} - 1,5u \left(\frac{\rho_r}{r} - \frac{\rho}{r} \right),$$

$$\mu = (\sigma_u)_{np} - \frac{c \left(\frac{\rho}{r} - \exp(e'_u) \right)}{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho}{r} - 1 \right)}, \quad u = c \frac{\exp(e'_u) - 1}{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho}{r} - 1 \right)},$$

$$e_u = \ln \frac{\exp(e'_u) \left(\frac{\rho}{r} - 1 \right)}{\frac{\rho}{r} (\exp(e'_u) - 1) + \frac{\rho}{r} - \exp(e'_u)} - \text{ступінь деформації,}$$

e'_u - середнє значення e_u на внутрішній поверхні зони деформації (при $\frac{\rho}{r} = 1$),

h - глибина відбитка.

Для сталі 10 сталі c , u , $(\sigma_u)_{np}$ приймали рівними $c=568 \text{ Н/мм}^2$, $(\sigma_u)_{np}=874 \text{ Н/мм}^2$.

Процес пластичної деформації поверхневого шару при прийнятій технології відбувається з розгрукками, тому його розглядали як немонотонний. І для оцінки величини використаного ресурсу пластичності ψ використовували підхід Г. Д. Деля [2].

$$\psi_k = \psi_{0(k-1)}^2 \exp \left(\int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^k} \frac{\eta de_u}{|\eta| e_p(\eta, \mu_{\sigma})} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(k)} \psi_{ij}^{(k)}}, \quad (3.36)$$

де k - номер етапу пластичної деформації,

$\psi_{0(k-1)}$ - використаний ресурс пластичності на попередньому етапі,

$e_u^{(k-1)}$, $e_u^{(k)}$ - ступінь деформації на попередньому і на даному етапі,

$$\psi_{ij}^{(k)} = \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^k} (1 - a + 2a \frac{e_u(\eta, \mu_{\sigma})}{e_p(\eta, \mu_{\sigma})}) S_{ij}^{0(k)} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_{\sigma})} - \text{компоненти девіатора}$$

пошкоджень на k -ому етапі,

$e_u(\eta, \mu_{\sigma})$ - траєкторія навантаження,

$S_{ij}^{0(k)}$ - компоненти направляючого тензора пошкоджень на k-ому етапі,
 $e_p(\eta, \mu_\sigma) = 0,68 \exp(0,43\mu_\sigma - 0,91\eta)$ – поверхня граничних деформацій для сталі 10.

Константу a для сталі 10 приймали рівною 0,1. Використаний ресурс пластичності на першому етапі приймали рівним $\psi_0 = 0$.

Дослідження проводили на вібротурбіні при частоті коливань 24 Гц, амплітуді коливань контейнера 5 мм і частоті обертання барабана $1,1 \text{ с}^{-1}$. Для обробки використовували кульки діаметром $d = 5 \text{ мм}$. Діаметр циліндричної заготовки $D = 65 \text{ мм}$. Через кожні 20 хв зразок виймали із машини і вимірювали твердість обробленої поверхні. По тарировочному графіку σ_u -HV- e_u визначали ступінь деформації e_u^{me} , яку вважали середньою по поверхні лунки, тобто, приймали, що $e_u^{me} = e_u'$. Значення компонент тензора напружень в кінці кожного етапу розраховували по формулам (3.34) і (3.35). По отриманим значенням напружень розраховували показники напруженого стану η і μ_σ . Параметр Надаї-Лоде μ_σ на осі симетрії при прийнятих допущеннях виявився сталим і рівним $\mu_\sigma = 1$, а показник напруженого стану η розраховували по формулі

$$\eta = 2\sigma_\varphi + \frac{\sigma_p}{\sigma_u} \quad (3.37)$$

Траєкторії навантаження $e_u(\eta, \mu_\sigma)$ визначали для точок, які лежать на вертикальній осі симетрії і по формулі (3.36) розраховували величину використаного ресурсу пластичності в кінці кожного етапу. Із отриманих результатів випливає, що найбільше значення величини використаного ресурсу пластичності досягається на глибині 0,10...0,15 мм від поверхні заготовки. Крім того встановлено, що якщо використаний ресурс пластичності в цих шарах досягає значень $\psi = 0,45...0,55$, то подальше збільшення пластичної деформації поверхневого шару приводить спочатку до стабілізації, а потім до зменшення твердості. Значення $\psi = 0,45...0,55$ були досягнуті при часі обробки 60...70 хв.

Таким чином, для отримання якісного поверхневого шару деталі після вібраційної зміцнюючої обробки величина використаного ресурсу пластичності не повинна перевищувати значень $\psi \leq (0,45...0,55)$. Встановлено, що при даному способі поверхневого пластичного деформування використаний ресурс пластичності досягає максимальних значень на глибині (0,10 ... 0,15) мм від поверхні.

3.4. Деформаційне зміцнення заготовок бандажних кілець турбогенератора

Бандажні кільця турбогенератора призначені для утримання лобових частин електричної обмотки на роторі. Матеріал заготовок бандажних кілець повинен мати високу міцність ($\sigma_{0,2} \geq 1150 \text{ МПа}$), достатню пластичність ($\delta \geq 20 \%$, $\psi > 35 \%$) і хорошу магнітну проникливість. До недавнього часу заготовки

бандажних кілець виготовлялись із сталей 60X3Г8Н8В або 55Х4Г18. Технологія виготовлення кілець із цих сталей включала наступні операції: виплавка сталі в електропечі, відливка злитка, кування кільцевої поковки, аустенізація, деформаційний наклеп розкаткою на оправці, відпуск і випробування службових властивостей. І технологія, і застосований матеріал давали можливість отримувати заготовки бандажних кілець з недостатньо високою міцністю ($\sigma_{0,2} \geq 900$ МПа) і корозійною стійкістю.

Тому необхідна розробка способу отримання заготовок бандажних кілець турбогенератора підвищеної міцності шляхом їх пластичної деформації в умовах усестороннього стиску рідиною високого тиску. Деформація в умовах усестороннього стиску дозволяє не тільки збільшити границю текучості, але і суттєво покращити структуру деформованого металу [124]. Для підвищення міцності матеріалу заготовок був розроблений спосіб зміцнення заготовок бандажних кілець гідророзтягом. Для цього були спроектовані і виготовлені прес зусиллям 300 МН і установка для зміцнення заготовок бандажних кілець рідиною під тиском до 300 МПа.

Нові обладнання і спосіб зміцнення дали можливість виготовляти заготовки бандажних кілець, матеріал яких мав необхідний рівень міцності ($\sigma_{0,2} \geq 1150$ МПа).

Для підвищення корозійної стійкості при збереженні високої міцності заготовок бандажних кілець було запропоновано виготовляти їх із азотистої сталі 12Х18АГ18Ш. Технологія виготовлення заготовок бандажних кілець із цієї сталі повинна включати: виплавку сталі в електропечі, відливку злитка, ковку електрода для електрошлакового процесу, електрошлаковий переплав, ковку кільцевої заготовки, аустенізацію, рекристалізаційну обробку, що включає деформаційний наклеп і термообробку, повторну аустенізацію і деформаційний наклеп до необхідного рівня властивостей. Оскільки представлена вище технологія містить дві послідовні операції деформаційного зміцнення методом гідралічного розтягу, зростає відносна товщина стінки кільцевої заготовки перед першим зміцненням і, відповідно, необхідний для деформації тиск робочої рідини може перевищити значення 300-350 МПа. В цьому випадку необхідно буде або виготовляти нову насосну установку з максимальним тиском 400 МПа, або розробити спосіб безнасосної гідророздачі кільцевих заготовок.

Було запропоновано робити цю операцію без застосування насоса високого тиску шляхом впровадження у внутрішню порожнину заготовки, попередньо заповнену робочою рідиною, двох однакових конічних тіл з такою утворюючою конічної поверхні, яка забезпечує збереження циліндричної форми заготовки після деформації її на 20 - 30 %. Розрахунки і лабораторне дослідження при деформації моделей заготовок по такій схемі показали, що форма утворюючої конічної поверхні інструмента залежить від ступеню необхідної деформації і відношення вихідної висоти заготовки до її внутрішнього діаметру. Для кожної комбінації цих параметрів може бути вибраний свій кут конусності інструмента, який забезпечує отримання прямолинійної і циліндричної форми заготовки після заданої деформації.

На основі лабораторних досліджень розроблено пристрій для безнасосної гідророздачі заготовок бандажних кілець турбогенераторів в холодному стані на 20 - 30% по внутрішній поверхні і на 15 - 20 % - по зовнішній. Така деформація зазвичай використовується для наклепу заготовок із сталі 12X18AГ18Ш перед рекристалізаційною термічною обробкою, що застосовується для зниження величини зерна і покращення структури заготовки. Перед деформацією такі заготовки зазвичай мають внутрішній діаметр більше 550 мм і відносну висоту (відношення висоти заготовки до її внутрішнього діаметру) в межах 1,9 ÷ 2,3. У зв'язку з таким значенням відносної висоти виключається можливість наклепу цих заготовок способом ковальної розкатки на оправці.

Пристрій для безнасосної гідророздачі буде встановлено на пресі 300 МН. При проектуванні пристрою використані окремі елементи існуючого на виробництві штампа для гідророздачі.

Основні розміри кілець в стані до і після деформації приведені в таблиці 3.1. Розміри кілець в стані після попереднього розтягу (D, d, H) узгоджуються на виробництві.

Таблиця 3.1

Розміри заготовок і інструмента при гідророздачі

№	Розміри кілець після роздачі, мм			Розміри кілець до роздачі, мм			Кут конуса (розр.), град.	Параметри інструмента, мм					Тиск, МПа	Зусилля, МН
	d	H	D	d ₀	H ₀	D ₀		Р. хід P _х	Відкр. висота L ₁	Оправка L	Втулка C	Захід В		
066	764	1060	1013	588	1171	864	19,06	745	2620	950	350	168	292	133
112	778	1153	1085	598	1271	936	17,92	672	2596	1000	400	290	344	163
124	817	1042	1028	628	1150	864	20,60	690	2383	800	200	42	238	124
298	738	971	984	568	1074	840	20,01	626	2492	950	350	278	298	128
299	765	1057	1038	588	1167	890	19,13	655	2523	950	350	252	316	145
300	782	1066	1040	602	1179	887	19,37	667	2492	900	300	196	296	141
310	786	1183	1079	605	1308	928	17,67	682	2612	1000	400	286	328	159
392	803	869	1092	618	940	942	23,89	640	2204	650	0	-38	319	161
648	750	1107	996	577	1223	850	17,99	648	2613	1050	450	335	293	130
791	794	1103	1076	611	1219	922	19,04	679	2504	900	300	184	315	156
792	740	1056	975	569	1166	830	18,57	636	2581	1050	400	346	285	123
812	765	1045	1038	588	1154	890	19,34	654	2510	950	350	241	316	145
906	736	1095	997	566	1210	854	17,86	638	2634	1050	450	396	314	133

Розміри кілець перед попереднім гідророзтягом (D₀, d₀, H₀) визначаються наступним чином:

$$d_0 = \frac{d}{(1 + \varepsilon)} \quad (3.38)$$

$$H_0 = H \cdot (1 + \beta \cdot \varepsilon) \quad (3.39)$$

де ε - ступінь деформації кільця на внутрішній поверхні;

β - відношення середньої осевої деформації до максимальної тангенціальної деформації кільця.

При розрахунках вихідних розмірів заготовок по формулам (3.38) і (3.39) прийнято: $\varepsilon = 0,30$; $\beta = 0,35$. Деформація 30% на внутрішній поверхні забезпечить достатню деформацію всього об'єму кільця і необхідні структурні перетворення в заготовці при рекристалізаційній обробці, а значення $\beta = 0,35$ прийнято із досвіду деформації кілець на виробництві при роздачі заготовок за

допомогою насоса високого тиску. Після деформування дослідної партії кілець на проєктуемому пристрої значення цього коефіцієнта будуть уточнені. Величина зовнішнього діаметра заготовки до зміцнення (D_0) визначається із умови збереження об'єму при деформації.

При безнасосні гідророздачі деформація заготовки відбувається за рахунок впровадження у внутрішню порожнину заготовки, попередньо заповнену робочою рідиною, двох конічних тіл з таким кутом конусності, який забезпечує збереження прямолінійної утворюючої в деформованій на задану величину заготовці. При цій умові кут конусності пуансонів можна визначати із рівняння

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{(1 + \varepsilon)^3 - 1}{(1 + \varepsilon) \cdot (1 + \beta \varepsilon)} \cdot \left[\frac{(1 + \varepsilon)^2}{1 + \beta \varepsilon} - 1 + \gamma \right] \cdot \frac{3H}{d} \quad (3.40)$$

де γ - коефіцієнт, що враховує стискаємість води під тиском і неконтролюєме витікання. При тискові 250 ÷ 350 МПа і $\gamma = 0,03 \div 0,05$.

Величини кутів, розрахованих по формулі (3.40) для необхідних кілець, приведені в таблиці 3.1. Із таблиці видно, що кут конусів повинен бути прийнятий в межах 18 ÷ 19°, за виключенням кількох особливо коротких заготовок, що мають перед розтягом відносну висоту 1,55 - 1,90 (№4528392, №4528124, №4528298). При проєктуванні інструмента для гідророздачі всієї групи заготовок прийнято: $\alpha = 18^\circ$.

Схема безнасосної гідророздачі приведена на рис. 3.5. Заготовка перед деформацією встановлюється між верхнім і нижнім конусами, які центруються між собою за допомогою оправки, що кріпиться на верхньому конусі, і втулки, встановленої на нижньому конусі. Оправка і втулка є змінними деталями і їх довжини залежать від розмірів деформуємих кілець. Деформація кілець на задану величину здійснюється за один хід пресу.

Розрахунок необхідних значень довжин оправки і втулки здійснюється наступним чином. Визначається відкрита висота штампа (L_1) і робочий хід верхнього конуса (P_x) по формулам

$$L_1 = A_1 + A_2 + H_0 + \frac{(D_1 - d_0)}{\operatorname{tg} 18^\circ} \quad (3.41)$$

$$P_x = \frac{(d - d_0)}{\operatorname{tg} 18^\circ} + H_0 - H \quad (3.42)$$

де A_1 і A_2 - висота циліндричних ділянок нижнього і верхнього конусів ($A_1 = 350$ мм, $A_2 = 200$ мм);

H_0 , H , d_0 і d - висота і внутрішній діаметр деформуємих заготовок;

D_1 - максимальний діаметр конусів ($D_1 = 850$ мм).

Відкрита висота штампа не повинна бути більше 2650 - 2700 мм, робочий хід - не більше 1200 мм.

Довжина (L) необхідної оправки визначається із умов

$$L + P_{x1} = L_1 - (T + A_2 + L_{k2}) \quad (3.43)$$

$$P_{x1} \geq P_x + 50 \quad (3.44)$$

де P_{x1} - максимально можливий хід оправки,

T - товщина дна нижнього конуса ($T = 200$ мм),
 L_{k2} - висота конічної ділянки верхнього конуса ($L_{k2} = 461,65$ мм).
 Довжина оправки вибирається із ряду $L = 900 - 950 - 1000 - 1050$ мм.

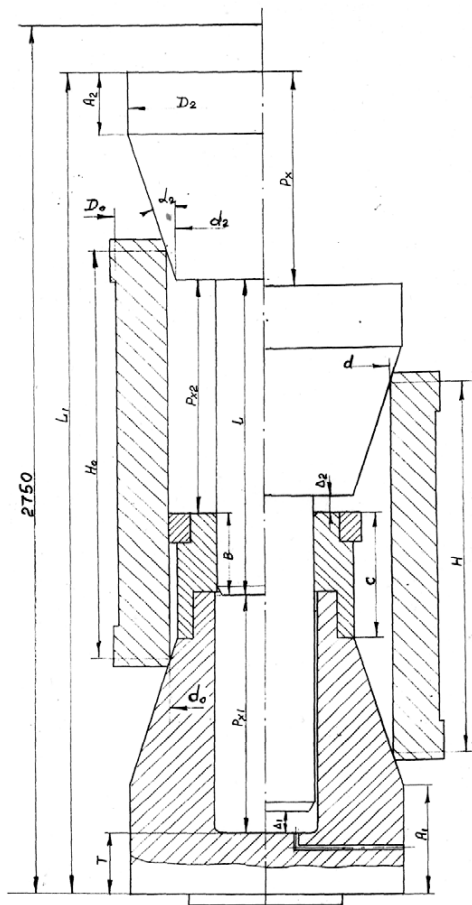


Рис. 3.5. Схема безнасосної гідророздачі кілець

Довжина втулки (C) визначається із умов

$$C + P_{x2} = L_1 - (A_1 + A_2 + L_{k1} + L_{k2}) \quad (3.45)$$

$$P_{x2} \geq P_x + 50 \quad (3.46)$$

де P_{x2} - максимально можливий хід верхнього конуса до втулки;
 L_{k1} - висота конічної ділянки нижнього конуса ($L_{k1} = 461,65$ мм). Довжина втулки вибирається із ряду: $C = 300 - 350 - 400 - 450$ мм.

Величина мінімального заходу оправки в отвір втулки $B = L - P_{x2}$.

Результати розрахунків вказаних вище параметрів штампа для деформації заданої групи бандажних кілець приведені в таблиці 3.1, із якої видно, що максимальна відкрита висота штампа дорівнює 2634 мм, а максимальний робочий хід - 745 мм. По результатам розрахунків видно, що для деформації заготовок № 392 і № 124 необхідний спеціальний інструмент (конуса з другим кутом, коротка оправка і ін.). Решта 11 заготовок із групи кілець, приведених в таблиці 3.1, можуть бути деформовані за допомогою запропонованого інструмента.

Штамп для безнасосної гідророздачі заготовок бандажних кілець складається із блока інструмента, системи заповнення заготовки робочою рідиною і системи вимірювання розмірів заготовки і тиску робочої рідини в процесі деформації кільця.

Блок інструмента складається із двох конусів, зцентрованих між собою за допомогою оправки і втулки. Нижній конус встановлюється на перехідній плиті преса 300 МН. Система подачі рідини складається із трубопроводу, розрахованого на передачу рідини під тиском до 400 МПа, зворотного клапана і насоса низького тиску, встановленого на бакові існуючого насоса високого тиску. За допомогою насоса низького тиску об'єм, що міститься між заготовкою і двома конусами, заповнюється рідиною через зворотний клапан. В якості робочої рідини використовується суміш води з емульсолем, яка використовується при роботі насоса високого тиску.

Система вимірів розмірів складається із трьох датчиків, розташованих на різних рівнях зовнішньої поверхні заготовки, які фіксують поточний діаметр (периметр) зовнішньої поверхні заготовки. Сигнали з датчиків передаються на пульт керування процесом гідророзтягу.

Величина тиску робочої рідини в порожнині заготовки в процесі гідророзтягу вимірюється за допомогою електричного манометра, встановленого на зворотному клапані. Результати вимірів тиску передаються на пульт керування. Замість електричного манометра може бути використаний механічний на максимальний тиск 400 МПа.

Система керування електричними елементами штампа змонтована в пульті керування. При подачі живлення на схему та включенні автоматичного вимикача засвічується індикатор і одночасно подається живлення на підсилювач постійного струму та вимірювачі тиску і лічильники імпульсів.

Підсилювач подає живлення постійного струму 36 В на електричний манометр високого тиску і одночасно світлодіод, випромінювання якого попадає на фотодіод. Вимірювання тиску на манометрі фіксується на вимірювачі тиску, який показує поточне значення тиску на пульті керування.

При переміщенні механізму, що перекриває випромінювання світлодіода, фотодіод з частотою, яка визначається частотою переміщення механізму, видає імпульси на лічильник імпульсів, який відраховує їх показуючи на своєму дисплеї реальну кількість імпульсів.

Закінчення процесу гідророзтягу визначається по показникам датчиків розмірів заготовки. При досягненні зовнішнім діаметром заготовки необхідних розмірів хід рухомої траверси пресу завершується і траверса піднімається

вверх. Ходом робочого стола штамп висувається з під пресу і зміцнена заготовка видаляється із штампа.

Спосіб гідророзтягу заготовок бандажних кілець турбогенераторів без використання насоса високого тиску та методика розрахунку розмірів заготовок, що зміцнюються гідророзтягом дозволяє виконувати розрахунок розмірів групи заготовок бандажних кілець, які будуть деформовані запропонованим способом в першу чергу та розрахунок розмірів змінних деталей штампа, необхідних для виготовлення першочергової групи заготовок [125].

4. ПРОГНОЗУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СПАДКОВОСТІ В СУЧАСНИХ ТЕХНОЛОГІЯХ ОБРОБКИ ТИСКОМ

Весь світ охоплює тенденція зростання вимог споживачів до якості виробів машинобудування. Це прагнення знаходить своє відображення і в обробці металів тиском. Для забезпечення якості та надійності машин необхідне залучення високих технологій, які містять наукоємність, системність, моделювання, та інші параметри.

Процеси обробки металів тиском можуть супроводжуватися руйнуванням металу в процесі його обробки, втратою стійкості пластичного деформування, виникненням критичної пористості в процесі формозміни порошкових матеріалів, гофроутворенням в процесах формозмінення листових матеріалів, непомірним ростом зерна після холодної пластичної деформації і наступної термообробки. Тому виникла необхідність в появі нових методів обробки металів тиском і матеріалів зі складною реологією.

Застосування теорії деформовності для вирішення технологічних задач обробки металів тиском дозволяє дати відповідь для задач оцінки граничного ступеню деформації оброблюваної заготовки, оцінки ступеню використання пластичності, оцінки залишкової пластичності отриманої деталі.

Властивості матеріалу після термообробки знаходяться в залежності від ступеня використання запасу пластичності, отриманого на попередніх операціях. Тому у випадках коли після даної операції слідує термообробка важлива достовірна оцінка ступеня використання пластичності. Як відомо, перевищення граничного значення ступеня використаного запасу пластичності призводить до різкого погіршення механічних властивостей матеріалу.

Задача оцінки залишкової пластичності отриманої деталі необхідна для з'ясування можливості реалізації наступної операції пластичного деформування, а також для отримання виробів з необхідними фізико-механічними характеристиками.

Для забезпечення сприятливої технологічної спадковості і оцінки деформовності заготовок необхідно знати історію деформування кожної матеріальної частинки в об'ємі заготовки. Тобто знати закони змін тензорних полів напружень і деформацій в залежності від координат і часу. При розв'язку задачі оцінки залишкової пластичності для технологічних процесів, що супроводжуються немонотонним деформуванням (в таких процесах проявляється ефект Баушінгера), виникають проблеми точного розрахунку компонент девіатора напружень. В випадку немонотонного пластичного деформування можна залучити такі ускладнені моделі, як наприклад, модель Г. Бакхауза, що враховує ефект Баушінгера [26] і спадковий вплив історії навантаження.

Нові технологічні процеси [57], засновані на принципі холодного пластичного деформування, відрізняються високою продуктивністю, простотою реалізації, низькою собівартістю і високою якістю одержуваних

виробів. Однак широке впровадження технологічного процесу отримання виробів в холодному стані стримується відсутністю надійних розрахункових методів, що дозволяють оцінити енергосилові параметри, можливість формозмінення з різних матеріалів без технологічних відмов (гофроутворення, втрати стійкості, руйнувань металу), прогнозувати на стадії проектування технологічного процесу очікувані фізико-механічні характеристики виробів. Задачею досліджень формоутворення деталей є отримати розрахунковий апарат, за допомогою якого передбачається можливість отримання якісних виробів, які відповідають будь-яким стандартам.

4.1. Вплив акустичних коливань на механічні характеристики сталі

Низькочастотні акустичні поля знайшли широке застосування, як в наукових дослідженнях, так і в промислових технологіях. Останнім часом зріс інтерес до цих полів як засобу контролю механічних властивостей матеріалів. Якщо пружні властивості твердих тіл аналітично пов'язані зі швидкістю поширення пружних хвиль і можуть надійно визначатися на підставі акустичних вимірювань, то властивості міцності і пластичності, не мають такого зв'язку і можуть оцінюватися лише на підставі корекційних зв'язків, що визначаються експериментальним шляхом.

Для більшості металів (вуглецевих і легованих конструкційних, інструментальних, високолегованих феритних і аустенітних сталей, алюмінієвих сплавів і ін.), що не піддавалися попередні пластичні деформації, при швидкостях деформування $2 \cdot 10^{-4} - 4 \cdot 10^{-2} \text{с}^{-1}$ залежність між напруженням σ і деформацією ε при монотонній пластичній деформації є ступеневою

$$\sigma = m\varepsilon^n \quad (4.1)$$

де m – коефіцієнт, який відповідає напруженню при $\varepsilon=1$,

n – показник деформаційного зміцнення, що характеризує здатність матеріалу до зміцнення в процесі пластичної деформації.

У даній роботі виконані дослідження впливу низькочастотних акустичних полів на механічні характеристики проволочи зі сталі 60X. Дослідження впливу акустичних коливань на механічні характеристики сталі 60X проводились на установці, схема якої приведена на рис. 4.1. Установка складається із герметичного боксу 2, в якому розміщені робоча камера 6 і технологічна камера 3. Акустичні коливання виникають в робочій камері при обертанні роторів 8, які приводяться в рух електродвигунами 1 і 7 з частотами обертання $n_1=12000 \text{хв}^{-1}$ і $n_2=14000 \text{хв}^{-1}$, відповідно. Виникаюча таким чином звукова хвиля впливає на зразок 5, який перебуває в робочій камері 3. Для підвищення ефективності впливу акустичних коливань на зразок в робочій камері встановлено концентратор 4.

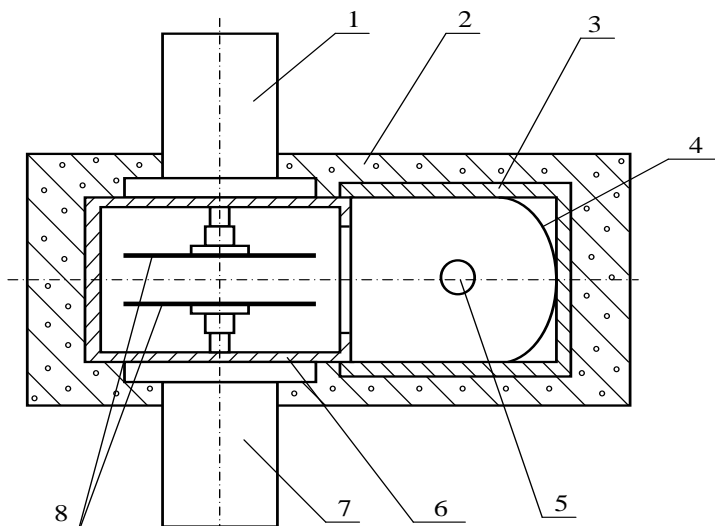


Рис. 4.1. Принципова схема установки для дослідження впливу акустичних коливань на механічні характеристики сталі: 1 – електродвигун $n_1=12000\text{мин}^{-1}$; 2 – герметичний бокс; 3 – технологічна камера; 4 – концентратор; 5 – зразок; 6 – робоча камера; 7 - електродвигун $n_2=14000\text{ хв}^{-1}$; 8 – ротори.

Експериментальні дослідження проводились в акустичній камері при силі звука ~ 160 Дб. Спектр звукових коливань був в діапазоні від 100 Гц до 2,5 кГц. На рис. 6.2 приведені отримані в результаті досліджень залежності границі міцності σ_b і накопиченої до моменту руйнування ступені пластичної деформації ϵ_p від тривалості опромінення зразків акустичною хвилею.

Аналіз цих залежностей показує, що зв'язок між σ_b і ϵ_p не відповідає залежності (4.1), яка характерна для монотонної пластичної деформації. Це свідчить про те, що процес зміцнення сталі і зміна її пластичних властивостей при дії на неї акустичних коливань має більш складну фізичну природу. Максимальні відхилення від залежності (4.1) мають місце при часі опромінення $t \leq 3\text{хв}$. На цій ділянці процес зміцнення більш інтенсивний, ніж при монотонній пластичній деформації. При часі опромінення звуковою хвилею $t > 4\text{хв}$ зміна механічних характеристик суттєво сповільнюється. Тобто, з ростом часу опромінення приведені на рис. 4.2 криві прагнуть до насичення. Отримані експериментальні залежності міцності і пластичності сталі 60X від часу опромінення звуковою хвилею практично неможливо пояснити за допомогою відомих моделей зміцнення.

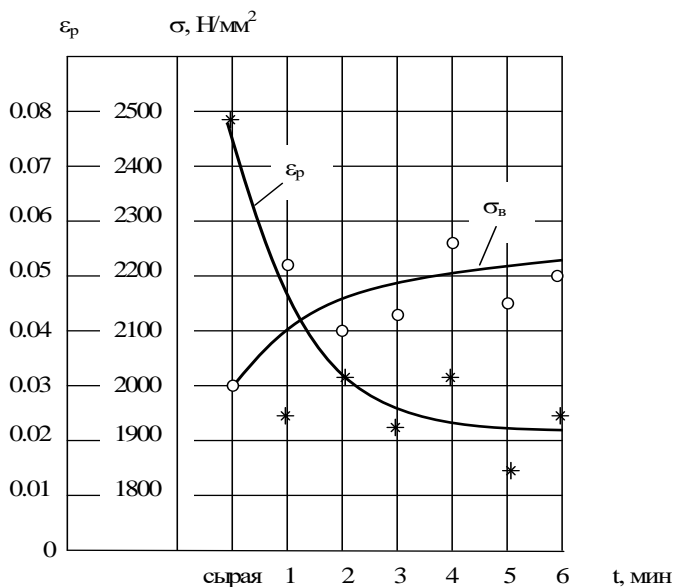


Рис. 4.2. Залежність границі міцності σ_B і граничної деформації ϵ_p від часу опромінення

З іншої сторони, таку складну залежність механічних характеристик сталі 60X від тривалості опромінення інфразвуком можна пояснити тим, що в метали мають місце складні зміни дислокаційної структури, починаючи від перерозподілу петель по довжинам і закінчуючи утворенням структур, характерних для пластичної деформації.

Для якісного пояснення отриманих результатів визначимо залежність частки енергії звукової хвилі, яка поглинається при відбиванні від поверхні сталевий проволочки, від її характеристик. Оскільки густина матеріалу проволочки значно більше густини повітря, то звукові коливання практично не проникають в дріт. Крім того, теплоємність сталі настільки більше теплоємності повітря, що температуру проволочки можна вважати постійною.

Розглянемо довільну ділянку поверхні проволочки, розміри якої великі в порівнянні з глибиною проникнення вихрового руху, який виникає в певному шарі навколо проволочки, але малі в порівнянні з розмірами шматка проволочки, поміщеного в звукове поле. Таку ділянку можна розглядати наближено як плоску і тому можна скористатися для неї рішеннями, отриманими для плоскої поверхні. Нехай ось x направлена по нормалі до ділянки поверхні, що розглядається, а осі y і z по дотичній до неї. Вибираємо елементарну поверхню проволочки в якості площини $x=0$, а площину падіння в якості площини xu . Кут падіння (дорівнює куту відбивання) позначимо θ . В цьому випадку для повної дисипації енергії, віднесеної до одиниці площі поверхні проволочки отримаємо.

$$E = -\frac{A^2 c^2 \sqrt{2\omega}}{\rho} \left[\sqrt{\chi} \left(\frac{c_p}{c_v} - 1 \right) + \sin^2 \theta \sqrt{v} \right], \quad (4.2)$$

де A – стала, яка називається комплексною амплітудою,

$$\rho = \rho_0 + \rho'$$

ρ_0 – рівноважна густина повітря,

ρ' – зміни густини у звуковій хвилі ($\rho' \ll \rho_0$),

c – швидкість звуку,

ω – частота хвилі,

$\chi = \frac{\aleph}{\rho c_p}$ – температуропровідність,

\aleph – теплопровідність повітря,

c_p і c_v – питома теплоємність повітря у вибраному ($p = \text{const}$) і ізохорному ($v = \text{const}$) процесі.

v – кінематична в'язкість повітря.

Середня густина потоку енергії, що падає на одиницю поверхні з падаючою хвилею, дорівнює

$$\bar{\omega} = \frac{c^3 A^2}{2\rho} \cos \theta \quad (4.3)$$

Тому частка енергії падаючої хвилі, що поглинається при відбиванні, дорівнює

$$\frac{\Delta E}{E} = 2 \frac{\sqrt{2\omega}}{c \cos \theta} \left[\sin^2 \theta \sqrt{v} + \left(\frac{c_p}{c_v} - 1 \right) \sqrt{\chi} \right]. \quad (4.4)$$

Вираз (4.4) справедливий при умові, що кут падіння θ не повинен бути занадто близьким до $\pi/2$.

При малих кутах падіння звукової хвилі, наприклад, при $\theta = 5^\circ$, при збільшенні частоти від 100 Гц до 2500 Гц частка поглиненої енергії збільшується

в 5 раз (від $\frac{\Delta E}{E} = 0,044\%$ до $0,22\%$). При великих кутах падіння, наприклад,

при $\theta = 80^\circ$ з ростом частоти від 100 Гц до 2500 Гц частка поглиненої енергії також збільшується приблизно в 5 раз, але в цьому випадку при частоті 100 Гц

$\frac{\Delta E}{E} = 0,35\%$, а при частоті 2500 Гц $\frac{\Delta E}{E} = 3,48\%$. Таким чином, можна зробити

висновок, що частка поглиненої енергії звукової хвилі у розглянутому інтервалі частот збільшується зі зростанням частоти і кута падіння. Однак при часі опромінення, що перевищує 5 хвилин, швидкість зміцнення істотно зменшується і, ймовірно, велика частина енергії хвилі йде на нагрівання матеріалу проволки.

Таким чином, при дослідженні впливу низькочастотних акустичних полів на механічні характеристики проволки із сталі 60X отримані експериментальні залежності міцності і пластичності сталі 60X від часу опромінення зразків акустичною хвилею [126].

4.2. Покращення механічних характеристик проволочки шляхом віброобробки. Вібраційно-відцентрова установка для зміцнення проволочки

Технологічні можливості вібраційної обробки залежать від геометричних і механічних характеристик елементів робочого середовища і визначаються особливостями взаємодії робочого середовища з поверхнею оброблюваної деталі. Нами досліджено процес покращення механічних характеристик проволочки шляхом поверхневої пластичної деформації, яка зумовлена великою кількістю ударів сталевих загартованих кульок. Удари викликані спільною дією вібрацій, що надаються робочій камері, і її переміщень на робоче середовище і оброблювані деталі.

Поверхнева пластична деформація дозволяє отримати поверхневий шар з необхідними фізико-механічними характеристиками і оптимальним рельєфом. Однак, ступінь пластичної деформації поверхневого шару обмежена. Це обумовлено тим, що при пластичній деформації поряд зі зміцненням поверхневого шару відбуваються процеси накопичення пошкоджень. Зі збільшенням ступеня пластичної деформації інтенсивність зміцнення зменшується, а інтенсивність накопичення пошкоджень зростає і настає момент, коли остання починає істотно перевищувати інтенсивність зміцнення. Ступінь деформації, при якій починається інтенсивне пластичне розпушення, істотно залежить від механічних характеристик матеріалу оброблюваної деталі і від історії навантаження, яка визначається параметрами процесу. Для кількісної оцінки величини граничного значення ступеня деформації останнім часом широко застосовуються методи теорії деформовності [3, 5, 66]. В роботі [60] показано, що незворотні, термодинамічно стійкі дефекти в пластично деформуємому металі виникають при значеннях використаного ресурсу пластичності, що перевищують 0,3...0,4.

Виконані нами дослідження показали, що для забезпечення необхідної якості поверхневого шару, в залежності від службового призначення деталі, можна допустити пластичну деформацію, при якій використаний ресурс пластичності поверхневого шару складе $\psi=0,5...0,6$.

Запропонована методика оцінки допустимого значення ступеня деформації поверхневого шару, заснована на методах теорії деформовності. При цьому історія деформування [9] задається траєкторіями в просторі ступеня деформації e_u (2.87), показника жорсткості напруженого стану η (1.5) і параметра Надаї-Лоде μ_σ (1.6). Оскільки в даному випадку пластична деформація реалізується з багатократними розвантаженнями, то оцінку величини використаного ресурсу пластичності виконували по критерію (3.16), який описує процес накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації [102]. Виконані дослідження для сталі 10, поверхня граничних деформацій для якої отримана в роботі [102] і описується залежністю (2.23).

Для визначення траєкторій навантаження $e_u(\eta, \mu_\sigma)$ на кожному етапі, напружено-деформований стан в зоні контакту визначали по методиці Г. А.

Смірнова-Аляєва [53]. В цій роботі отриманий наближений розв'язок крайової задачі теорії пластичності при введенні сферичного тіла в середовище з нескінченими розмірами. При цьому зроблені допущення, що компоненти тензора напружень залежать тільки від координат ρ і φ (рис. 2.28) і виконується рівність $\sigma_\varphi = \sigma_\theta$. Тоді рівняння рівноваги в сферичній системі координат мають вид (2.107), (2.108). Умова пластичності при прийнятих допущеннях приймає вид (2.109). В системі рівнянь (2.107), (2.108), (2.109) число шуканих величин дорівнює числу рівнянь, однак, розв'язати ці рівняння без додаткових умов неможливо. Тому прийнято ще одно допущення, що інтенсивність напружень σ_u і ступінь деформації e_u залежать тільки від координати ρ . При прийнятих допущеннях отриманий розв'язок системи (2.107), (2.108), (2.109) який використовували при розрахунку використаного ресурсу пластичності по критерію (3.16). Для врахування зміцнення, обумовленого багатократними ударами кульок, використовували криву течії сталі 10. Аналіз результатів розрахунку використаного ресурсу пластичності показав, що найбільша ступінь деформації e_u , а значить і прийнятне значення зміцнення можна досягти при умові, коли залишкова глибина лунки при ударі складає порядку 0,06d, а число ударів не перевищує 15-20. Однак цей результат не точний, оскільки при розв'язку крайової задачі прийнято низку допущень для спрощення. Однак, даний підхід можна вважати перспективним для оптимізації процесів поверхневого пластичного деформування.

Для збільшення надійності і довговічності витих пружин, що застосовуються в високошвидкісних і швидкодіючих пристроях, машинах і приладах, використовують проволочи із зміцненим поверхневим шаром. В даний час в машинобудуванні для зміцнення поверхневого шару дротів широко використовують різні методи поверхневого пластичного деформування, які є одним з найбільш простих і ефективних методів зміцнення [123].

Незважаючи на велику кількість методів поверхневого пластичного деформування, які використовуються в машинобудуванні, універсального, придатного для всього різноманіття деталей, що виготовляються, не існує. Тому в даній роботі, для реалізації процесу вібраційного зміцнення поверхневого шару проволочи, пропонується вібраційно-відцентрова установка, схема якої показана на рис. 4.3.

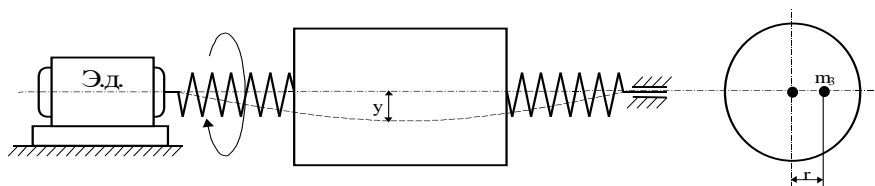


Рис. 4.3. Схема коливальної електромеханічної установки

В якості робочого середовища використовуються сталеві загартовані кульки, твердість матеріалу яких значно більше твердості матеріалу проволочи. Для створення необхідних режимів поверхневого пластичного деформування,

що забезпечують необхідні фізико-механічні характеристики поверхневого шару проволочки необхідно, щоб була можливість керувати режимами роботи установки [127] і, крім того, робота коливальні системи повинна бути стійкою.

Зазвичай приймають, що частота коливань системи збігається з частотою коливань сили, що змушує, ω . Насправді це не завжди так, і якщо використовується двигун малої потужності, то процес коливань пружної системи помітно впливає на частоту ω . Внаслідок зворотного впливу коливань конструкції установки на кутову швидкість обертання вібратора його робота в деякому діапазоні кутових швидкостей стає нестійкою.

У даній роботі досліджені коливання вібраційно-відцентрової установки для зміцнення проволочки, яку можна розглядати як електромеханічну систему, що складається з електродвигуна і підвішеного на двох пружинах барабана з зміщеною відносно осі барабана масою m_3 (рис. 4.3).

Рух системи будемо характеризувати двома координатами: кутом повороту барабана і неурівноваженої маси φ і вертикальним переміщенням у центра ваги барабана відносно положення рівноваги (рис. 4.4).

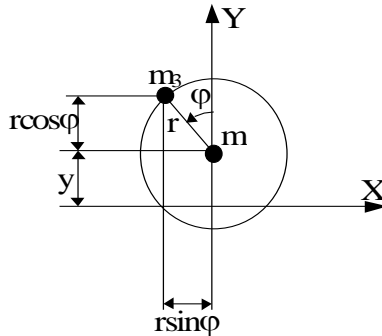


Рис. 4.4. Рух системи у вертикальній площині, яка проходить через центр ваги барабана

Для опису руху системи використаємо рівняння Лагранжа. Тому знайдемо кінетичну енергію ротора електродвигуна, барабана і маси m_3 .

Кінетична енергія ротора дорівнює

$$T_1 = \frac{I_1 \dot{\phi}^2}{2}, \quad (4.5)$$

де I_1 – момент інерції ротора відносно осі обертання.

Кінетична енергія барабана буде

$$T_2 = \frac{I_2 \dot{\phi}^2}{2} + \frac{m_2 \dot{y}^2}{2}, \quad (4.6)$$

де I_2 – момент інерції барабана з наповнювачем,

m_2 – маса барабана з наповнювачем.

Якщо виразити координати зміщеної маси m_3 через r і φ (рис. 4.4)

$$x_3 = -r \sin \varphi, \quad (4.7)$$

$$y_3 = y + r \cos \varphi, \quad (4.8)$$

то для кінетичної енергії отримаємо вираз

$$T_3 = \frac{m_3}{2} \left[(\dot{y} - r \dot{\varphi} \sin \varphi)^2 + (-r \dot{\varphi} \cos \varphi)^2 \right]. \quad (4.9)$$

Складаючи (4.5), (4.6) і (4.9) знайдемо кінетичну енергію системи

$$T = \frac{(I_1 + I_2 + m_3 r^2)}{2} \dot{\varphi}^2 + \frac{m_2 + m_3}{2} \dot{y}^2 - m_3 r \dot{y} \dot{\varphi} \sin \varphi. \quad (4.10)$$

Введемо позначення

$$I = I_1 + I_2 + m_3 r^2, \\ m = m_3 + m_2.$$

тоді

$$T = \frac{I \dot{\varphi}^2}{2} + \frac{m \dot{y}^2}{2} - m_3 r \dot{y} \dot{\varphi} \sin \varphi. \quad (4.11)$$

Ліві частини рівнянь Лагранжа дорівнюватимуть

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{y}} \right) - \frac{\partial T}{\partial y} = m \ddot{y} - m_3 r (\ddot{\varphi} \sin \varphi + \dot{\varphi}^2 \cos \varphi), \quad (4.12)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}} \right) - \frac{\partial T}{\partial \varphi} = I \ddot{\varphi} - m_3 r \dot{y} \sin \varphi.$$

Знайдемо праві частини рівнянь Лагранжа (4.12). Для координати y узагальненою силою є сила пружності пружин

$$F_y = -cy, \quad (4.13)$$

де c – коефіцієнт жорсткості двох пружин при згинанні.

Для координати φ узагальненою силою буде сума обертаючого моменту електродвигуна

$$M = M_0 - a\dot{\varphi} \quad (4.14)$$

де M – характеристика електродвигуна,

a – константа.

і моменту сил тертя, який вважатимемо пропорційним кутовій швидкості $\dot{\varphi}$

$$F_\varphi = M_0 - a\dot{\varphi} - k\dot{\varphi}, \quad (4.15)$$

де M_0 – залежить від напруги,

M_0 і a залежать від конструкції і параметрів електродвигуна.

Після підстановки (4.14) і (4.15) в (4.12) знаходимо

$$m \ddot{y} - m_3 r (\ddot{\varphi} \sin \varphi + \dot{\varphi}^2 \cos \varphi) = -cy, \quad (4.16)$$

$$I \ddot{\varphi} - m_3 r \dot{y} \sin \varphi = M_0 - (a + k) \dot{\varphi}. \quad (4.17)$$

Перепишемо рівняння (4.16) у вигляді

$$\ddot{y} + \omega_0^2 y = -\frac{m_3 r}{m} \frac{d^2}{dt^2} (\cos \varphi), \quad (4.18)$$

де $\omega_0^2 = \frac{c}{m}$, $\ddot{\varphi} \sin \varphi + \dot{\varphi}^2 \cos \varphi = -\frac{d^2}{dt^2} (\cos \varphi)$

Розв'язок рівняння (4.18) будемо шукати у вигляді [87]

$$y = \frac{d^2}{dt^2}(A \cos \varphi), \quad (4.19)$$

де $A=A(t)$, $\varphi = \varphi(t)$.

При цьому будемо вважати $A(t)$ і $\varphi(t)$ такими, що повільно змінюються в часі, а похідну $\dot{\varphi}$ близькою до кутової швидкості обертання ротора електродвигуна ω . Оскільки нас цікавить загальний характер руху системи, то функції, що швидко змінюються $\sin\varphi$, $\cos\varphi$ і $\sin^2\varphi$ замінимо їх середніми значеннями за період 2π . З урахуванням вище викладеного рівняння (4.17) можна привести до виду

$$\left(I + \frac{2m_3^2 r^2 \omega^2}{m(\omega_0^2 - \omega^2)} \right) \ddot{\varphi} + (a + k)\dot{\varphi} = M_0. \quad (4.20)$$

Загальний розв'язок цього рівняння складається з частинного розв'язку

$$\varphi = \frac{M_0}{a + k} t \quad (4.21)$$

і рішення однорідного диференціального рівняння

$$\varphi = C_1 e^{\lambda_1 t} + C_2 e^{\lambda_2 t}, \quad (4.22)$$

де λ_1 і λ_2 корені характеристичного рівняння

$$\lambda \left[\left(I + \frac{2m_3^2 r^2 \omega^2}{m(\omega_0^2 - \omega^2)} \right) \lambda + (a + k) \right] = 0. \quad (4.23)$$

Один із коренів рівняння (4.23) дорівнює нулю. Можлива нестійкість руху визначається знаком першої суми в рівнянні (4.23). Якщо ця сума додатна, то другий корінь виявляється від'ємним, а рух системи періодично загасаючим. Якщо ця сума від'ємна

$$I + \frac{2m_3^2 r^2 \omega^2}{m(\omega_0^2 - \omega^2)} < 0, \quad (4.24)$$

то з'являється додатній корінь. Тому рух системи стає нестійким і має місце відхід від стаціонарного режиму. Такі неприйнятні умови роботи системи як впливає з рівняння (4.24) будуть мати місце, якщо частота обертання ротора електродвигуна буде перебувати в інтервалі

$$\omega_0 < \omega < \frac{\omega_0}{\sqrt{1 - \frac{2m_3^2 r^2}{Im}}}. \quad (4.25)$$

Таким чином, для забезпечення стійкої роботи системи необхідно, щоб частота обертання ротора електродвигуна ω була менше частоти власних коливань системи ω_0 або більше правої частини в нерівності (4.25).

Область стійкої роботи вібраційно-відцентрової установки, розглянутої конструкції не залежить від параметрів електродвигуна. Однак ці параметри впливають на темп аперіодичного відходу системи від стаціонарного режиму [128].

4.3. Вплив геометрії матриць на використаний ресурс пластичності при видавлюванні осесиметричних заготовок

В технологічних процесах отримання заготовок і виробів із порошкових матеріалів особливе місце займають процеси холодної пластичної деформації спечених матеріалів. Процеси холодної формозмінення дозволяють отримати вироби необхідної форми і розмірів, а також суттєво зменшити початкову пористість. В роботі приведені результати досліджень процесу прямого видавлювання спечених пористих заготовок із мідного порошку ПМС-1, які в подальшому можуть бути використані для отримання заготовок з потовщеннями в процесі радіального видавлювання з контурною осадкою. Тому ставилась задача отримати максимальне ущільнення і звести до мінімуму величину використаного ресурсу пластичності.

При прямому видавлюванні має місце всесторонній нерівномірний стиск, який накладається на досить великі зсуви. Така схема деформації сприяє зменшенню пористості вихідної заготовки і покращенню її фізико-механічних властивостей. На співвідношення стискаючих і дотичних напружень і на нерівномірність їх розподілу основний вплив здійснює величина кута α кінцевого каналу матриці. Найбільша нерівномірність напружень має місце при куті $\alpha=90^\circ$. При зменшенні кута α нерівномірність розподілу деформацій зменшується тільки до певних значень. При малих кутах $\alpha<30^\circ$, у зв'язку з ростом поверхні контакту нерівномірність деформацій знову збільшується. Причому, в даному випадку великий вплив мають сили тертя, чим ці сили більше, тим більша нерівномірність. Це свідчить про існування оптимального значення кута α , при якому нерівномірність деформацій мінімальна. На основі аналізу результатів роботи [129] нами прийнятий кут $\alpha=60^\circ$ і обтискання 43%.

Для дослідження кінематики течії пористого матеріалу на усталеній стадії видавлювання використовували метод координатних сіток [16]. Експериментальні дослідження по прямому видавлюванню виконували на зразках із спеченого пористого матеріалу із мідного порошку ПМС-1. Вихідні заготовки мали початкову пористість $\theta_0=0.2$ і розміри $h_0=60\text{мм}$, $d_0=20\text{мм}$. Зразки розрізали на дві половинки і на меридіональний перетин однієї із них наносили сітку з кроком 0.7 мм на фрезерному станкові з ЧПК. Видавлювання проводили на пресі ПММ-125 за допомогою спеціально сконструйованого пристрою. Пристрій має комплект змінних матриць. Зовнішній діаметр заготовки, тобто діаметр після розпресовки в контейнері дорівнює $d_0=20\text{мм}$, а зовнішній діаметр випресованого прутка дорівнював $d=15.08\text{мм}$.

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 і швидкість пуансона v_0 , потім деформування припиняли і зразок випресовували із матриці. Координати вузлів деформованої сітки z , r заміряли на інструментальному мікроскопі. Таким чином були отримані 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 $z_0=z_0(z, r)$, $r_0=r_0(z, r)$. Швидкості течії часток матеріалу v_z , v_r при стаціонарній деформації розраховували по співвідношенням приведеним в [16]. Компоненти тензора швидкостей деформацій визначали по відомим формулам (2.39), (2.40). Інтенсивність швидкостей деформацій в матеріалі основи $\dot{\gamma}_0$ визначали по формулі (2.41) [30]. При цьому функції пористості виражали залежностями (2.42), (2.43) [107]. Для розрахунку розподілу пористості використовували співвідношення [107]. Накопичену деформацію матеріалу основи розраховували по формулі (2.45) вздовж траєкторій часток матеріалу (вздовж лінії координатної сітки). При визначенні часу деформування t виходили, що довільна частка переміщується в сусіднє положення координатної сітки за один і той же проміжок часу (2.46). Компоненти тензора напружень знаходили використовуючи рівняння рівноваги (2.19), (2.20) і граничні умови, які для процесу видавлювання приймали в інтегральному вигляді на границі пружної і пластичної зон на вході G_1 і G_2 на виході із матриці

$$P_n = 2\pi \int_{G_n} r(\sigma_z v_z + \tau_{rz} v_r) dG, \quad (4.26)$$

де P_n ($n=1,2$) – зусилля на границі G_n ,

v_z , v_r – компоненти вектора зовнішньої нормалі до G_n .

Компоненти девіатора напружень визначали по співвідношенням теорії течії. При цьому також використовували співвідношення зв'язку кінематичних і статичних величин (2.49), (2.50). Показник напруженого стану матеріалу основи η_0 розраховували по формулі (2.69) і параметр Надаї-Лоде μ_σ по формулі (1.6). Використаний ресурс пластичності визначали по критерію (2.53) [109]. При $\theta_0=0.2$ для ψ_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 частки пластичної зони визначали по результатам розрахунків напружено-деформованого стану і значень накопиченої деформації матеріалу основи Γ_0 , показника напруженого стану матеріалу основи η_0 і параметра Надаї-Лоде μ_σ . Для поверхні граничної пластичності $\Gamma_{op}(\eta_0, \mu_\sigma)$ використовували апроксимацію [111]. Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності після прямого видавлювання приведені на рис. 2.17. Найбільше значення ψ приймає на осі заготовки ($\psi=0.56$) і зменшується з ростом радіуса r . В зоні контакту $\psi=0.36$. Таким чином нерівномірність розподілу використаного ресурсу пластичності по радіусу на виході із матриці складає $\frac{\Delta\psi}{\Delta r} = 0.03 \text{ мм}^{-1}$.

Отриманий розподіл можна вважати оптимальним, оскільки зразки після прямого видавлювання будуть підлягають радіальному видавлюванню з контурною осадкою, а при радіальному видавлюванні в більш несприятливих умовах перебувають зовнішні шари деформуємої заготовки.

Сучасний розвиток енергомашинобудування, галузей оборонної техніки вимагає виробництво виробів, виготовлених з жароміцних сталей і сплавів на

нікелевій основі і тугоплавких матеріалів з високими технологічними та експлуатаційними властивостями.

В даний час розроблено велику кількість жароміцних нікелевих сплавів і тугоплавких матеріалів на основі вольфраму, молібдену, танталу, ніобію і ін., що належать до так званих «суперсплавів», які задовольняють постійно зростаючим, вкрай високим вимогам до конструкційних матеріалів.

Зміцнення, наприклад, нікелевих сплавів досягається як високим легуванням аустенітної матриці, так і за рахунок дисперсійного твердіння і виділення карбідів. Особливо ефективним є зміцнення дисперсними когерентними частками γ' - фази (в основному $Ni_3(Al, Ti)$), що однак знижує деформовність сплавів.

Практично те ж саме відноситься і до тугоплавких сплавів, наприклад, до дуже перспективного високоміцного евтектичного сплаву системи молібден - титан - вуглець, що використовується в основному в якості інструментального матеріалу при високих температурах.

У зв'язку з цим підвищення міцності жароміцних і тугоплавких матеріалів, як правило, супроводжується зниженням їх деформовності, в результаті чого ускладнюється технологічний процес виготовлення необхідних виробів, погіршується їх якість, знижується коефіцієнт використання матеріалу. Ці явища мають місце в разі їх пластичної обробки традиційними способами кування, прокатки, пресування [5, 66].

Особливо це відноситься до «суперсплавів» з високим вмістом зміцнювальної фази (типу EP 800, EP 957), що володіють високим опором деформації і вузьким температурним інтервалом деформації (наприклад, від 1150°C до 1190°C для EP 957).

Високолеговані жароміцні нікелеві сплави з великим (до 50%÷60%) вмістом γ' - фази взагалі не здатні до традиційних способів їх пластичної обробки. Вони потребують більш сприятливі схеми деформування, або можливого розширення температурного інтервалу деформування і збереження рівномірності розподілу температури (так звані ізотермічні умови деформування).

До переваг реалізації процесів ізотермічного деформування жароміцних і тугоплавких матеріалів відноситься:

- сприятлива схема напружено-деформованого стану (закрите об'ємне штампування, видавлювання в порівнянні з куванням);
- зниження зусиль деформування не менше, ніж в 10 разів, звідси підвищення ресурсу роботи обладнання і підвищення стійкості інструменту не менше, ніж в 3÷5 раз;
- досягнення задовільної пластичності матеріалу (при особливих режимах досягнення режиму надпластичності);
- отримання однорідної і дрібнозернистої структури;
- підвищення точності заготовок, що штампуються;
- зниження витрати дорогого матеріалу на 20%÷30%.

Перспективи промислового використання принципів ізотермічного деформування стосовно важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких сплавів стримується можливістю створення штампового інструменту зі спеціальних матеріалів (евтектичних, вуглецевого волокна і ін.), здатних працювати при температурах $1200^{\circ}\text{C} \div 1500^{\circ}\text{C}$.

Крім того, при аналізі спеціальних матеріалів, здатних бути використаними для зазначеного штампового інструменту необхідно враховувати основні вимоги до їх експлуатаційних властивостей: високу гарячу твердість (НВ 1000÷4500), високу теплоємність і стійкість проти окислення.

Якщо, в даний час, для обробки тиском титанових сплавів питання про вибір штампового матеріалу можна вважати вирішеним, використовуючи нікелеві сплави ЖС6К, ЖС6У, що мають відповідно границю міцності при розтягу 850÷940 і 1050 МПа при 20°C , границю текучості 950-1000 МПа при 20°C і 450 МПа при 1050°C ; максимальні робочі температури при обробці титанових сплавів складають $870^{\circ}\text{C} \div 930^{\circ}\text{C}$, то для жароміцних і тугоплавких матеріалів питання наявності штампових матеріалів залишається відкритим.

Зазначені обставини викликають необхідність в розробці принципово інших, альтернативних способів обробки тиском важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких сплавів. Необхідні результати досягаються за рахунок більш сприятливих схем їх деформування з наданням кінцевому виробу потрібної геометричної форми з необхідними структурою, фізико-механічними властивостями і високим коефіцієнтом використання матеріалу.

Технологічні процеси обробки металів тиском засновані на зовнішньому силовому і кінематичному впливах інструменту на заготовку з метою надання їй потрібної форми і певних властивостей. Виникаючі поля температур, напруг і деформацій в матеріалі в процесі пластичного формозмінення формує структуру і властивості напівфабрикату. Пластичне структуроутворення, тобто цілеспрямоване формування фізико-механічних властивостей виробів, залежить від просторового розвитку пластичної течії.

При розробці нової технології обробки тиском важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких матеріалів (від литої або спеченої заготовки до кінцевого виробу) вирішуються наступні задачі:

- отримання заготовки заданих розмірів з якісною поверхнею;
- переведення крупнокристалічної структури металу в деформовану;
- досягнення в матеріалі виробу максимальних властивостей міцності і пластичності.

При розробці технологічного процесу обробки важкодеформуємих металів, що задовольняв би перерахованим вимогам, необхідно поєднання різних видів пластичного деформування.

З позицій теорії пластичності в усіх процесах обробки металів тиском можна виділити два види пластичної течії, які принципово відрізняються впливом на структуру деформованого матеріалу.

Перший тип деформування - діагональна течія, другий - простий (чистий) зсув.

Діагональна течія характеризується збігом вектора швидкості матеріальних частинок з одним із головних напрямків тензора напружень у всьому осередку деформації. У цьому випадку метал отримує залишкову пластичну деформацію при мінімальних енергетичних витратах.

В процесі діагональної течії всяка деформація здійснюється простим розтягом (стиском) в трьох взаємно перпендикулярних (головних) напрямках.

При простому, чи чистому зсуві швидкості переміщення матеріальних часток збігаються з напрямом максимальних дотичних напружень. У металі по черзі відбувається інтенсивне дроблення кристалічної структури уздовж одного напрямку.

Традиційні схеми формоутворення (пресування, прокатка, штампування) можуть містити в собі обидва типи течії.

В останні роки почали широко застосовуватися схеми деформування, в яких переважає або схема простого зсуву (рівноканальне пресування, штампування з крученням [42]) або схема діагональної течії (гідропресування в сигмаїдальну матрицю).

Основний зміст розробленої технології заснований на регламентованому поєднанні різних видів пластичної течії, на рівні металургійного переділу, здатних надати матеріалу необхідні структурні та фізико-механічні властивості.

Практично зазначена технологія зводиться до поетапних спрямованих деформацій заготовки.

На першому етапі деформації реалізується діагональна течія для отримання деформованої структури і необхідного рівня властивостей міцності, при максимально можливій рівномірності течії, мінімальних енергетичних витратах і мініальному використанні ресурсу пластичності матеріалу.

На другому етапі процесу здійснюється деформування матеріалу простим зсувом з метою подальшого підвищення пластичних властивостей матеріалу зі збереженням його властивостей міцності.

На третьому етапі або вдруге здійснюється процес діагональної течії, з подальшою звичайною обробкою матеріалу тиском, або попередньо оброблений матеріал піддається звичайним процесам обробки тиском (кування, штампування, видавлювання, прокатка) з метою надання виробу необхідної форми.

В умовах металургійного переділу на першому етапі пластичної обробки важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких матеріалів реалізується схема діагонального течії для отримання в них деформованої структури і необхідного рівня властивостей міцності, при максимально можливій рівномірності течії, мінімальних енергетичних витратах і мініальному використанні ресурсу пластичності матеріалу.

Для оцінки величини реалізованого ресурсу пластичності використовували критерій деформованості Г. Д. Деля, В. А. Огороднікова [5]

$$\psi = \int_0^{e_u} n \frac{e_u^{n-1}}{e_p(\eta)^n} de_u ,$$

де $n = 1 + 0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_u}$,

$e_p(\eta)$ – діаграма пластичності.

Розрізняють наступні критичні характеристики пластичного розпушення металу:

ψ_* - реалізований ресурс пластичності, що характеризується підвищеною густиною в матеріалі точкових, лінійних дефектів і субмікропор. Така пошкодженість зворотна, тобто при термообробці пошкодження усуваються, і якість металу повертається до бездефектного. Наприклад, для вуглецевою сталі ця величина ψ_* дорівнює 0,3-0,4 [60, 66];

ψ_{**} - реалізований ресурс пластичності, при якому в матеріалі спостерігаються утворення неусуваємі відпалом порожнинні дефекти у вигляді пір і тріщин. В цьому випадку відбувається помітне падіння механічних властивостей виробів (статичної та циклічної міцності, тріщиностійкості). Наприклад, для вуглецевої сталі $\psi_{**}=0,6$ [60, 66].

З точки зору пластичного розпушення діагональна течія є найбільш м'якою по впливу на матеріал в плані усунення розпушення, або його зменшення. Це властивість діагональної течії знайшла застосування при обробці тиском чутливих до пластичного розпушення матеріалів.

Діагональна течія характеризується також рівномірністю течії деформованого матеріалу в будь-якому його поперечному перерізі з урахуванням температурної неоднорідності в осередку деформації.

З огляду на вищезазначене та залучаючи основні рівняння осесиметричного пластичної течії, математично змодельовавши зазначений процес видавлювання, можливо розрахунковим шляхом отримати той геометричний профіль матриці, який реалізує діагональний процес течії.

Для розрахункового визначення геометричного профілю матриці при зазначених вище умовах залучалися основні рівняння теорії пластичної течії (2.19), (2.20).

Умова ідеальної пластичності по Мізесу

$$(\sigma_r - \sigma_\varphi)^2 + (\sigma_\varphi - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2 + 6\tau_{rz}^2 = 6\kappa^2 \quad (4.27)$$

де $\sigma_r, \sigma_\varphi, \sigma_z, \tau_{rz}$ – компоненти тензора напружень,

$$\kappa = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}},$$

σ_u – інтенсивність напружень.

Асоційований закон пластичної течії, що забезпечує зв'язок компонент напружень зі швидкостями деформації

$$\begin{aligned} \sigma_r - \sigma &= \frac{2\kappa}{H} \dot{\varepsilon}_r, \\ \sigma_z - \sigma &= \frac{2\kappa}{H} \dot{\varepsilon}_z, \end{aligned}$$

(4.28)

$$\sigma_\varphi - \sigma = \frac{2\kappa}{H} \dot{\varepsilon}_\varphi,$$

$$\tau_{rz} = \frac{\kappa}{H} \dot{\gamma}_{rz},$$

$$\text{де } \dot{\varepsilon}_r = \frac{\partial u}{\partial r}, \dot{\varepsilon}_\varphi = \frac{u}{r}, \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \dot{\gamma}_{rz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial r}, \quad (4.29)$$

u, w – компоненти швидкості часток середовища.

$$H = \sqrt{\frac{2}{3} \left[(\dot{\varepsilon}_r - \dot{\varepsilon}_\varphi)^2 + (\dot{\varepsilon}_\varphi - \dot{\varepsilon}_z)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_r)^2 \right] + \frac{2}{3} \dot{\gamma}_{rz}^2}, \quad (4.30)$$

H – інтенсивність швидкостей деформацій зсуву.

Компоненти тензора швидкості деформації задовольняють умові нестисливості

$$\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0. \quad (4.31)$$

При дослідженні задач осесиметричної деформації слід зазначити, що використання більш загальної моделі пластично неоднорідного середовища дозволяє врахувати неідеальні властивості матеріалу, такі як зміцнення, залежність механічних характеристик від неоднорідності температурного поля і ін.

При використанні моделі пластично неоднорідного тіла основні рівняння не зазнають жодних змін, за винятком заміни в співвідношеннях умови пластичності постійної текучості k на функцію $k(r, z)$.

На основі чисельного рішення рівнянь пластичності отримані наступні профілі матриць, що залежать від величини витяжки матеріалу λ .

З метою зниження пошкоджень при осесиметричному видавлюванні і волочінні заготовок з поздовжньо орієнтованими волокнами використовували розрахункові діагональні матриці з криволінійною твірною, представлені на рис. 4.5, 4.6.

На рис. 4.7 показана залежність використаного ресурсу пластичності від геометрії матриць при теплому видавлюванні з однаковою витяжкою.

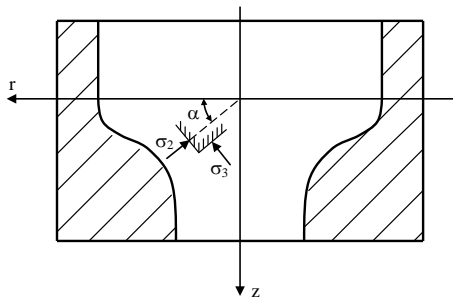


Рис. 4.5. Побудова профілю матриці для реалізації діагональної пластичної течії

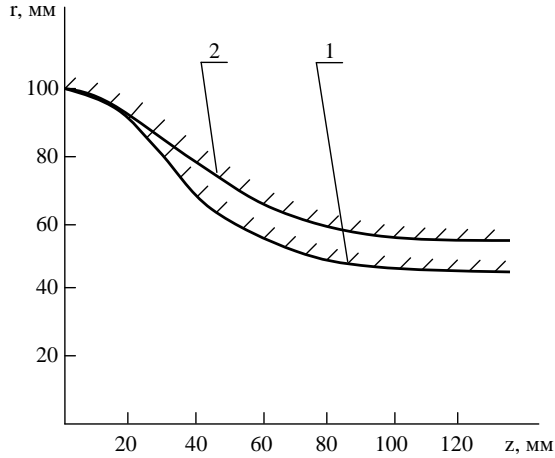


Рис. 4.6. Розраховані профілі матриць, що забезпечують діагональну течію в умовах осесиметричної деформації

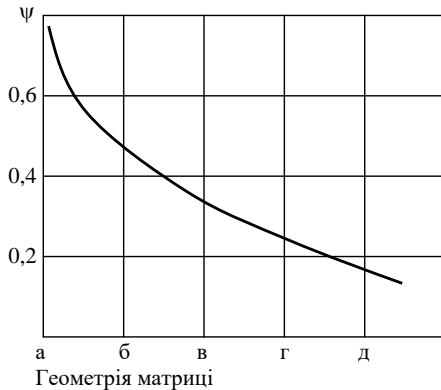


Рис. 4.7. Вплив геометрії матриць на реалізований ресурс пластичності при видавлюванні (а - конічна матриця, повний кут розвору $2\alpha = 105^\circ$; б - конічна матриця $2\alpha = 60^\circ$; в - випукла матриця; г - увігнута матриця; д - діагональна матриця)

Течія металу при видавлюванні через діагональну матрицю найбільш близька до течії через матрицю сигмоїдального перетину, при цьому для діагональної матриці отримані найкращі результати по реалізованому ресурсу пластичності.

Важливою властивістю діагональної течії важкодеформуємого матеріалу є також мінімум енергетичних витрат у порівнянні з іншими видами течії при

однаковому формозміннені для процесу видавлювання, тобто для однакових витяжок.

Розрахунки показали, що для діагональних матриць зношення інструменту значно нижче, ніж для конічних і опуклих матриць. Вивчено вплив форми матриці на зношення інструменту, наприклад для:

- матриць з конічною формою (повний кут раствора $2\alpha = 150^\circ, 120^\circ, 90^\circ$);
- матриць опуклою і діагональною формами твірної матриць.

Зокрема, при використанні конічних матриць зношення складало від 1 до 7 мкм за 1 пресування на довжині прутків 450-600 мм. У матриць з опуклою заходною частиною, зношення складало 1,5-2,5 мкм, а у діагональної - $0,1 \div 0,5$ мкм.

Для технології обробки важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких матеріалів на основі використання схеми діагональної течії металу розраховані профілі матриць забезпечують таку течію в умовах осесиметричної деформації. При видавлюванні через діагональну матрицю збільшується пластичність деформованого металу і значно знижуються енергетичні витрати.

4.4. Деформовність заготовок в процесі закручування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса

Сучасний етап розвитку машинобудування характеризується створенням гідроприводів високого тиску, найважливішою складовою частиною яких є аксіально-роторні поршневі насоси, які застосовуються в дорожніх і будівельних машинах.

Операція закручування поршня з шатуном є завершальною в технологічному процесі виготовлення пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса – 310 (рис. 4.8). При її здійсненні формується технологічна спадковість: зміцнення, розподіл залишкових напружень, необхідний осьовий зазор між шатуном і поршнем, розмір зерна в зв'язку з рівнем накопичених деформацій і подальшому азотуванню. Осьовий зазор в процесі закручування може перевищувати допустиму величину (в цьому випадку при експлуатації виникає непомірне биття), або виявляється меншим допустимої величини (відбувається заклинювання).

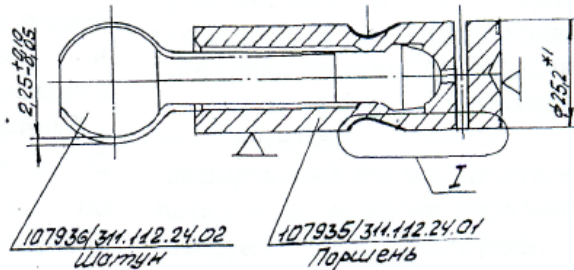


Рис. 4.8. Поршень-шатун

З метою забезпечення сприятливої технологічної спадковості, а також підвищення стабільності отримання необхідного зазору між поршнем і шатуном після закручування необхідно вивчити механіку деформування даної пари, що може забезпечити сприятливу технологічну спадковість, необхідний ресурс пластичності і гарантований зазор при закручуванні матеріалів з різною вихідною твердістю.

Для розв'язання поставленої задачі механіку закручування вивчали методом ділильних сіток, а також методом твердості [16]. Напружений стан розраховували з урахуванням зміцнення металу в процесі закручування, при цьому використовували диференціальні рівняння рівноваги, а також вивчали кінематику течії деформованого металу [130].

Процес закручування поршня з шатуном моделювали на реальному технологічному процесі. При цьому виготовляли поршень із сталі 38Х2МЮА, і шатун - 30ХЗМФА по існуючій технології. Всього виготовили сім заготовок поршня і шатуна.

До закручування у внутрішній порожнині поршня за допомогою координатно-розточувального верстата наносили ділильну сітку спеціальним різцем базою - 1 мм. Сітку наносили як в поздовжньому напрямку, так і в окружному. Потім заготовки піддавали закручуванню, одним із характерних параметрів закручування був прийнятий

$$m = \frac{D - d}{2t} \quad (4.32)$$

де D - діаметр поршня до закручування,
 d - діаметр поршня після закручування,
 t - товщина стінки поршня (рис. 4.9).

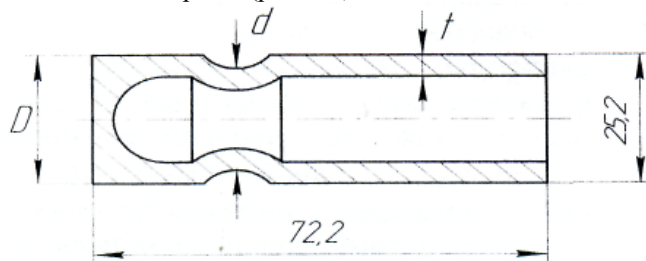


Рис. 4.9. Схема меридіонального перетину поршня після закручування

Зазначені параметри характеризують стадію деформації заготовки поршня в цілому. У таблиці 4.1 представлені режими деформування семи заготовок для вивчення напружено-деформованого стану при закручуванні поршня з шатуном. По результатам експериментів був побудований градувальний графік сталі 38Х2МЮА, з якої виготовляють заготовки поршня, в координатах: твердість НV, інтенсивність напружень - σ_u , інтенсивність деформацій - ϵ_u , по методиці, викладені в роботі [16]. За допомогою градувального графіка по ізосклярам

твердості заготовок поршня будували ізолінії $\sigma_u = \text{const}$, $\epsilon_u = \text{const}$ на всіх семи заготовках поршня.

Таблиця 4.1

Режими заочування семи заготовок поршня з шатуном після завершення механічної обробки

№ зразка	Примітка	Параметр заготовки, м
1	заочування з шатуном	0,24
2	заочування з шатуном	0,51
3	заочування з шатуном пауза 3 с	0,64
4	заочування з шатуном пауза 3 с	0,65
5	заочування з шатуном пауза 3 с	0,62
6	заочування з шатуном пауза 3 с	0,63
7	заочування без шатуна	0,49

Після деформування за вказаними режимам, заготовки поршня розрізали уздовж меридіонального перетину, отриману поверхню шліфували і полірували до шорсткості $R_a < 0,16 \mu\text{м}$ по ДЕСТ 2789-73.

У меридіональному перетині заготовок поршня за вказаними режимам вимірювали твердість по Віккерсу в 30-40 точках поверхні під навантаженням 50Н.

Отримана інформація покладена в основу розрахунку головних компонент тензора деформацій – ϵ_r , ϵ_ϕ , ϵ_m . При цьому на внутрішній поверхні

$$\begin{aligned}
 e_m &= +\ln \frac{Z_i}{Z_0} \\
 e_\phi &= -\ln \frac{d_0}{d_i} \\
 e_z &= -e_m - e_\phi
 \end{aligned}
 \tag{4.33}$$

а інтенсивність деформації:

$$e_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_\phi^2 + e_\phi e_m + e_m^2}
 \tag{4.34}$$

В співвідношеннях (4.33) Z_i , Z_0 - відстані між вузлами діляльної сітки в меридіональному напрямку до та після деформації; d_0 , d_i - діаметри внутрішньої поверхні меридіонального перетину заготовки поршня до і після деформації.

На рис. 4.10 показані епюри всіх компонентів тензора логарифмічних деформацій у внутрішній порожнині заготовок поршня, а також на зовнішній поверхні.

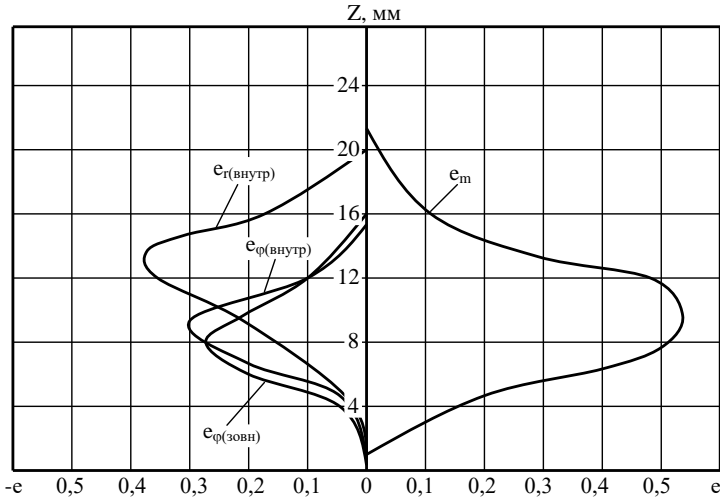


Рис. 4.10. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій ϵ_m , ϵ_ϕ , $\epsilon_\phi(\text{внутр})$, $\epsilon_r(\text{внутр})$ поршня, що заковується (параметр заковування $m=0.24$)

Як впливає з рис. 4.10, меридіональні компоненти тензора - позитивні (відбувається подовження заготовки поршня) в процесі заковування, окружні і радіальні компоненти тензора - негативні (відбувається звуження, зменшення діаметра порожнини заготовки).

У зв'язку з викладеним вище, становлять інтерес результати вимірювань вихідної (до заковування) твердості на різних заготовках. Можна припустити, що заготовки вирізалися з одного прутка, проте вихідна твердість змінюється в межах від $(HV_0)_2=230\text{МПа}$ до $(HV_0)_4=206\text{МПа}$, що відповідає 13% відхилення відносно вихідної твердості. Така розбіжність призводить до нестабільності геометричних розмірів заготовок поршня і шатуна при їх заковуванні.

Отримані залежності $(HV)_0$ і σ_u для семи заготовок поршня приведені в таблиці 4.2.

Таблиця 4.2

Залежність $(HV)_0$ і σ_u для семи заготовок поршня

№ заготовки	HV_0 , МПа	σ_u , МПа
1	2300	680
2	2340	700
3	2110	635
4	2060	620
5	2180	650
6	2330	690
7	2120	645

Напружений стан при закручуванні визначали за методикою, викладеною в роботі [130]. Вона передбачає визначення значень інтенсивності напружень і деформацій з розподілу твердості із застосуванням методу спільного рішення рівнянь рівноваги і умов пластичності. При закручуванні поршня-шатуна небезпечною областю деформування є зовнішня область в навколо дії накатного ролика. У небезпечних точках розраховували контактні напруження, компоненти тензора напружень, накопичену інтенсивність деформацій, а також показник напруженого стану. При цьому інтенсивність напружень визначали шляхом вимірювання твердості за допомогою ізоскляр, побудованих в меридіональному перетині заготовок поршня. На рис. 4.11 показані ізолінії твердості HV, інтенсивності напружень і деформацій для заготовки, закатаної при параметрі $m=0.24$.

Отримані дані про напружено-деформований стан дозволили отримати шляхи деформування небезпечних точок (найбільш близьких до руйнування) в процесі закручування пари поршень-шатун (рис. 4.12).

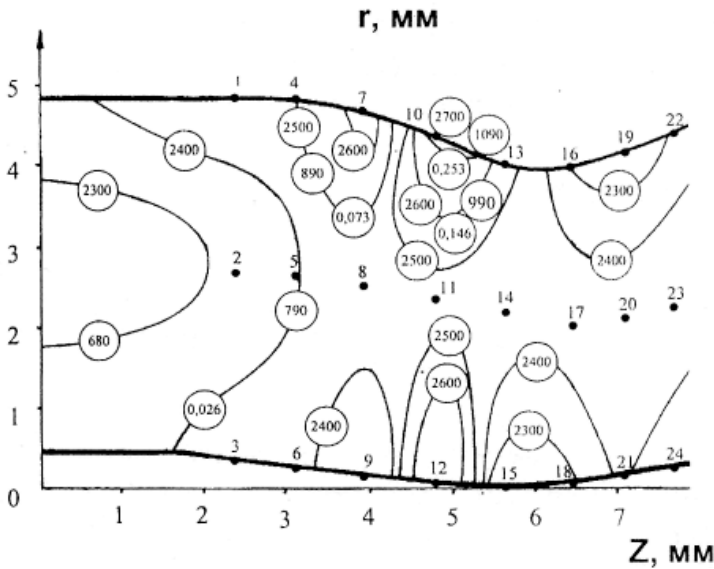


Рис. 4.11. Ізолінії твердості HV (МПа), інтенсивності напружень - σ_u (МПа), інтенсивності деформацій - ϵ_u в меридіональному перетині заготовки поршня

Діаграма пластичності сталі 38Х2МЮА побудована за результатами випробувань зразків на кручення і розтяг. Використаний ресурс пластичності розраховували за допомогою феноменологічного критерію руйнування [5]

$$\psi = \int_0^{e_u^*} \left(1 + a \cdot \arctg \frac{d\eta}{de_u} \right) \frac{(e_u^*)^{a \cdot \arctg \frac{d\eta}{de_u}}}{[e_p(\eta)]^{1 + a \cdot \arctg \frac{d\eta}{de_u}}} \leq 1 \quad (4.35)$$

де $a = 0,2$ - константа,

$\frac{d\eta}{de_u}$ - "напрямок деформування",

$e_p(\eta)$ – діаграма пластичності,

\bar{e}_u - накопичена інтенсивність деформацій,

e_u^* - гранична деформація, що відповідає використаному ресурсу пластичності $\psi=1$.

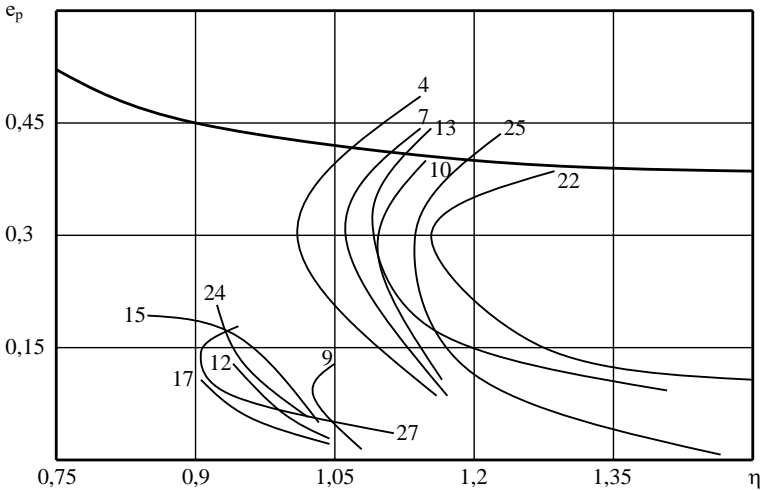


Рис. 4.12. Шляхи деформування небезпечних точок в процесі заковування пари поршень-шатун і частина діаграми пластичності сталі 38Х2МЮА

За допомогою феноменологічного критерію деформовності розраховані значення використаного ресурсу пластичності на зовнішній і внутрішній сторонах заготовок, що закатуються, пари поршень-шатун (таблиця 4.3). Показано, що на внутрішній стороні заготовки використаний ресурс пластичності в найбільш небезпечних точках пластичної області змінюється від $\psi=0,2$ до $\psi=0,42$, що забезпечує запас пластичності деформуємого металу від $\psi'=0,8$ до $\psi'=0,58$. На зовнішній поверхні заготовки поршня в окремих точках ресурс пластичності практично вичерпується.

Таблиця 4.3

Значення ψ в найбільш небезпечних областях деформування

Точки (зовнішня поверхня)	6	9	12	15	24	27
ψ	1,1	1	0,9	0,98	0,97	1,04
Точки (внутрішня поверхня)	4	7	10	13	22	25
ψ	0,2	0,3	0,3	0,4	0,44	0,42

Встановлено, що при підвищеній твердості заготовки поршня сталі 38Х2МЮА (після термообробки) окружні і меридіональні деформації у внутрішній порожнині поршня виявляються меншими в порівнянні з деформаціями у заготовок, виготовлених з більш м'якої сталі. Відхилення максимальних деформацій: відповідно окружної на 20%, меридіональної на 13%, для м'якої і твердої сталі (твердість твердої і м'якої відрізнялась на 13%) призводить до нестабільного заповнення порожнини поршня, що викликає зростання зазору між головкою шатуна і поршня.

Виявлено вплив властивостей матеріалу на кінематику течії при заочуванні заготовки поршень-шатун. При твердості металу заготовки поршня $(HV)_0=206\div 218$ МПа практично при рівних параметрах заочування окружні і меридіональні деформації перевищують значення цих деформацій для матеріалу, що має твердість більш високу $(HV)_0=230\div 234$ МПа - на 20% і 13%. Цей факт означає, що для всього процесу формозмінення більш твердий матеріал при заочуванні виявляє меншу деформацію, як в осьовому, так і в меридіональному напрямках.

Границі текучості матеріалу, що має твердість $(HV)_0=206\div 212$ МПа знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=62\div 64,5$ МПа, а при $(HV)_0=230\div 234$ МПа знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=65\div 70$ МПа. Розбіжність чисел твердості призводить до нестабільності отримання геометрії заготовок поршня і шатуна при їх заочуванні. Для отримання стабільних геометричних параметрів заготовок поршень-шатун необхідно розраховувати вихідні заготовки по їх вихідній твердості. Для більш «м'яких» заготовок, твердість яких регламентована, можна очікувати отримання стабільних розмірів зазору після заочування, або його зміна в бік зменшення. Для більш «твердих» заготовок можна очікувати збільшення зазору після заочування. Усунути вказаний недолік можна зміною геометрії закатного ролика.

Значення використаного ресурсу пластичності на зовнішній і внутрішній сторонах заготовок в процесі заочування пари поршень-шатун за допомогою феноменологічного критерію деформовності показують, що на внутрішній стороні заготовки використаний ресурс пластичності в найбільш небезпечних точках пластичної області не перевищує $\psi=0,42$, а на зовнішній поверхні заготовки поршня в окремих точках ресурс пластичності практично

вичерпується. При підвищеній твердості заготовки поршня сталі 38Х2МЮА (після термообробки) окружні і меридіональні деформації у внутрішній порожнині поршня виявляються меншими в порівнянні з деформаціями у заготовок, виготовлених з більш м'якої сталі. Відхилення максимальних деформацій для м'якої і твердої сталі призводить до нестабільного заповнення порожнини поршня, що викликає зростання зазору між головкою шатуна і поршня. Дослідження впливу властивостей матеріалу на кінематику течії при заочуванні заготовки поршень-шатун показало, що для всього процесу формозмінення більш твердий матеріал при заочуванні виявляє меншу деформацію, як в осьовому, так і в меридіональному напрямках. Розбіжність чисел твердості призводить до нестабільності отримання геометрії заготовок поршня і шатуна при їх заочуванні. Для отримання стабільних геометричних параметрів заготовок поршень-шатун необхідно розраховувати вихідні заготовки по їх вихідній твердості.

4.5. Оцінка впливу немонотонності навантаження на пластичність деформованого металу

Феноменологічна теорія руйнування базується на сформованих в даний час уявленнях про закономірності накопичення пошкоджень в залежності від умов, в яких протікає пластична деформація. У роботах [3, 4, 11, 60] показано, що інтенсивність накопичення пошкоджень може бути істотно знижена зміною характеру формозміни, наприклад, немонотонним навантаженням.

Останнім часом багато уваги приділяється проблемі прогнозування технологічного спадковості виробів, отриманих методами пластичного деформування [17, 110]. Оскільки напружено-деформований стан, обумовлений умовами роботи деталі, неоднорідний, то становить інтерес питання оцінки пластичності металу деталі в найбільш небезпечному, з точки зору напружень і деформацій, напрямку [2].

У роботах [2, 11] розглянуті моделі накопичення пошкоджень і методи оцінки пластичності металів при немонотонному навантаженні. Однак недостатньо уваги приділено експериментальним дослідженням достовірності прийнятих моделей накопичення пошкоджень для оцінки впливу анізотропії механічних властивостей, обумовлених попередньою пластичною деформацією, на пластичність металу при його подальшому деформуванні в заданому напрямку.

Були виконані дослідження пластичності деформованого металу в обраному напрямку, в залежності від величини використаного ресурсу пластичності на попередньому етапі пластичного формозмінення. Для перевірки достовірності прийнятих моделей накопичення пошкоджень, виконані досліди на спільне кручення з розтягом по різних траєкторіях з подальшим розтягуванням до руйнування.

Метою дослідження є експериментальна перевірка тензорної моделі процесу накопичення пошкоджень при оцінці пластичності деформованого металу.

В загальному випадку складного навантаження при оцінці пластичності металів найбільш достовірні результати отримуються при використанні умови руйнування запропонованого Г. Д. Делем (1.18) [2]. При розрахунках використаного ресурсу пластичності ψ по умові руйнування (1.18) для функції пошкоджень

$$\varphi(e_u, \eta, \mu_\sigma) = \int_0^{e_u} F(e_u^*, \eta, \mu_\sigma) de_u^* \quad (4.36)$$

використовували апроксимацію Г. Д. Деля [2]

$$\varphi(e_u, \eta, \mu_\sigma) = (1-a) \frac{e_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} + a \frac{e_u^2}{e_p(\eta, \mu_\sigma)^2} \quad (4.37)$$

де $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ – поверхня граничних деформацій.

Оскільки в дослідях на спільне кручення з розтягом має місце плоский напружений стан і показник η змінюється в межах $0 \leq \eta \leq 1$, то залежність пластичності від схеми напруженого стану буде описуватися діаграмою пластичності $e_p(\eta)$, яка є результатом перетину поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з поверхнею [131]

$$\eta = -\frac{2\mu_\sigma}{\sqrt{\mu_\sigma^2 + 3}}. \quad (4.38)$$

Необхідно відмітити, що поверхня (4.38) дуже близька до площини $\eta = -\mu_\sigma$. Тому в (4.37) замість $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ використовували в подальшому діаграму пластичності, яку апроксимували залежністю [4]

$$e_p(\eta) = e_p(0) \exp(-\lambda \eta), \quad (4.39)$$

де $\lambda = \ln \frac{e_p(0)}{e_p(1)}$,

$e_p(0)$, $e_p(1)$ – граничні деформації при $\eta=0$ і $\eta=1$, відповідно.

В роботі [11] відмічається, що кількісна відповідність між розрахунковими і експериментальними даними можна покращити вдалим вибором функції φ і, що різних апроксимацій φ може бути багато. Однак кожна з них повинна задовольняти вимогам, приведеним в роботі [2].

Враховуючи, що компоненти направляючого тензора прирощень деформацій

$$\beta_{ij} = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{d\varepsilon_{ij}}{de_u} \quad (4.40)$$

а також із врахуванням (1.18) і (4.36) отримаємо

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*}{e_p} \right) \beta_{ij} \frac{de_u^*}{e_p}. \quad (4.41)$$

У дослідях на спільне кручення з розтягом

$$d\varepsilon_{11} = -2d\varepsilon_{22} = -2d\varepsilon_{33} = d\varepsilon_x;$$

$$d\varepsilon_{12} = \frac{d\gamma}{2}; \quad (4.42)$$

$$d\varepsilon_{13}=d\varepsilon_{23}=0;$$

$$d\varepsilon_u = \sqrt{d\varepsilon_x^2 + \frac{1}{3}d\gamma^2}.$$

Із співвідношень теорії течії

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{3}{2} \frac{d\varepsilon_u}{\sigma_u} (\sigma_{ij} - \delta_{ij}\sigma)$$

випливає, що

$$\eta = \frac{d\varepsilon_x}{d\varepsilon_u}. \quad (4.43)$$

Для дослідів на спільне кручення з розтягом з урахуванням (4.40), (4.42) і (4.43) будуть справедливі співвідношення

$$\beta_{11} = -2\beta_{22} = -2\beta_{33} = \sqrt{\frac{2}{3}}\eta, \quad (4.44)$$

$$\beta_{12} = \sqrt{\frac{1-\eta^2}{2}} \quad (4.45)$$

Умова руйнування (1.18) в дослідів на спільне кручення з розтягом запишеться у вигляді [3]

$$\psi^2 = \psi_{ij}\psi_{ij} = \frac{3}{2}\psi_{11}^2 + 2\psi_{12}^2 = 1. \quad (4.46)$$

При отриманні (4.46) враховано, що згідно (1.18) і (4.44)

$$\psi_{22} = \psi_{33} = -\frac{\psi_{11}}{2}. \quad (4.47)$$

Із співвідношень (4.41), (4.44), (4.45) і (4.46) знаходимо, що в дослідів на спільне кручення з розтягом використаний ресурс пластичності визначається формулою

$$\psi = \sqrt{\left[\int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*(\eta)}{e_p(\eta)} \right) \eta \frac{de_u}{e_p} \right]^2 + \left[\int_0^{e_u} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^*(\eta)}{e_p(\eta)} \right) \sqrt{1 - \eta^2} \frac{de_u^*}{e_p} \right]^2}. \quad (4.48)$$

Досліди на спільне кручення з розтягом проводили на зразках зі сталі Р6М5. Вибір такого матеріалу обумовлений тим, що при руйнуванні зразків з цієї сталі не утворюється шийка. Програми деформування задавали траєкторіями

$$\eta = be_u, \quad (4.49)$$

де $b=1,40, 2,25$ і $3,20$.

Діаграми пластичності сталі Р6М5 і траєкторії деформування (4.49) приведені на рис. 4.13. Граничну деформацію e'_p при деформуванні по траєкторіям (4.49) знаходили по (4.48) із умови, що при $\psi=1$ ступінь

деформації ϵ_u дорівнює граничній e'_p . Розбіжність між експериментальними і розрахованими по (4.48) значеннями e'_p не перевищує 10%.

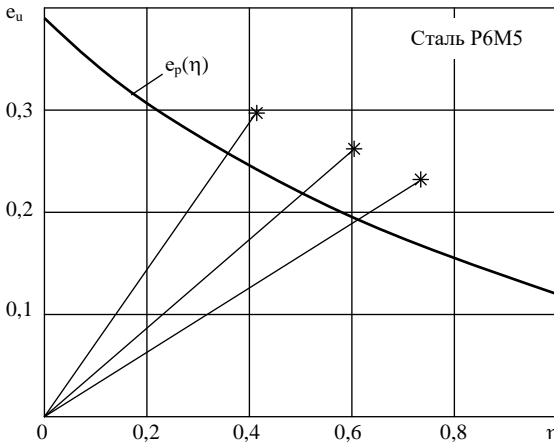


Рис. 4.13. Діаграми пластичності і траєкторії деформування (4.49) зразків із сталі Р6М5 (* - руйнування при складному навантаженні)

В даній роботі при деформуванні зразків по траєкторіям (4.49) частину зразків не доводили до руйнування, а деформували до ступенів деформації ϵ_u^0 , при яких використаний ресурс пластичності ψ , розрахований по формулі (4.48) склав $\psi=0,40\dots0,45$ або $\psi=0,75\dots0,80$. Надалі ці зразки розтягували до руйнування і визначали величину граничної залишкової деформації $e_p^{ocm}(1)$.

При цьому виявилось, що при розтягу зразків продеформованих на першому етапі до значень $\psi=0,40\dots0,45$ залишкова деформація $e_p^{ocm}(1)$ відрізнялась від граничної деформації $e_p(1)$, отриманій при розтягу до руйнування зразків в початковому стані, на 10...12%.

При подальшому розтягу до руйнування зразків, продеформованих на першому етапі до значень $\psi=0,75\dots0,80$ значення деформації $e_p^{ocm}(1)$ виявилось менше $e_p(1)$ на 65...70%.

Такі результати свідчать про те, що при $\psi \geq 0,8$ в металі накопичуються пошкодження, які практично не заліковуються і при немонотонному навантаженні.

Необхідно відмітити, що якби просто реалізувати досліди на розтяг в два етапи, то при $\psi=0,40\dots0,45$ на першому етапі значення граничної деформації $e_p^{ocm}(1)$ на другому етапі було б менше від $e_p(1)$ на 40...45%, аналогічно при повторному розтягу зразків до $\psi=0,75\dots0,80$ $e_p^{ocm}(1)$ виявилось би менше $e_p(1)$ на 75...80%.

В роботі [2] показано, що якщо відомі компоненти тензора пошкоджень ψ_{ij} в системі координат, вісь якої x_1 , співпадає з напрямком, в якому буде реалізована деформація розтягу, то компоненти тензора ψ_{ij} зміняться на величину

$$\begin{aligned} \Delta\psi_{11} = -2\Delta\psi_{22} = -2\Delta\psi_{33} &= \int_{e_u^0}^{e_u^0 + e_p^{ocm}} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^0}{e_p(1)} \right) \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{de_u}{e_p(1)} = \\ &= \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\frac{e_p^{ocm}(1)}{e_p(1)} \left(1 - a + 2a \frac{e_u^0}{e_p(1)} \right) + a \left(\frac{e_p^{ocm}(1)}{e_p(1)} \right)^2 \right], \end{aligned} \quad (4.50)$$

де e_u^0 – ступінь деформації в досліджуваній точці після попередньої деформації,

$e_p(1)$ – гранична деформація недеформованого металу при розтягу.

При отриманні виразу (4.50) враховані співвідношення (4.40), (4.41) і (4.47).

Із умови руйнування

$$(\psi_{ij} + \Delta\psi_{ij})(\psi_{ij} + \Delta\psi_{ij}) = 1$$

випливає, що

$$\Delta\psi_{11} = -\psi_{11} + \sqrt{\psi_{11}^2 + \frac{2}{3}(1 - \psi_{ij}\psi_{ij})}. \quad (4.51)$$

Із спільного розв'язку (4.50) і (4.51) знаходимо величину граничної залишкової деформації $e_p^{ocm}(1)$

$$e_p^{ocm}(1) = e_p(1) \left[\frac{1}{2} - \frac{1}{2a} - \frac{e_u^0}{e_p(1)} + \sqrt{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2a} - \frac{e_u^0}{e_p(1)} \right)^2 - \frac{\sqrt{3}\psi_{11}}{a} + \frac{\sqrt{3}\psi_{11}^2}{2a^2} + \frac{1}{a^2}(1 - \psi_{ij}\psi_{ij})} \right] \quad (4.52)$$

При розрахунку $e_p^{ocm}(1)$ по формулі (4.52) приймали $a=0,5$ [2].

Розрахункові значення $e_p^{ocm}(1)$, отримані по формулі (4.52) відрізняються від відповідних експериментальних значень на 7...9%. Це свідчить про те, що тензорна модель процесу накопичення пошкоджень може бути використана для визначення залишкової пластичності деформованого металу в заданому напрямку.

На підставі виконаних експериментальних досліджень залишкової пластичності матеріалу попередньо деформованих зразків, обґрунтована достовірність тензорної моделі накопичення пошкоджень при оцінці пластичності деформованого металу.

Використання тензорної моделі процесу накопичення пошкоджень, в основі якої лежить гіпотеза про залежність інтенсивності накопичення пошкоджень від чутливості пластичності металу до схеми напруженого стану, яка описується поверхнею граничних деформацій, від історії деформування і направляючого тензора прирощень пластичних деформацій дозволяє виконувати дослідження впливу анізотропії механічних властивостей і величини використаного ресурсу пластичності, обумовлених попередньою

пластичною деформацією металу, на його пластичність при подальшій пластичній деформації в заданому напрямку з. Результати експериментальних досліджень підтвердили достовірність прийнятої моделі процесу накопичення пошкоджень.

4.6. Застосування проміжних відпалів для підвищення несучої здатності деталей, що отримуються обробкою тиском

Успішний розв’язок задач удосконалення технологічних процесів холодного видавлювання пов’язано з умінням прогнозувати якість готових виробів і керувати його формозмінням в процесі пластичної деформації. На теперішній час відомі методи оцінки впливу основних параметрів процесів холодної пластичної деформації на ймовірність появи макротріщин, що дозволяє прогнозувати граничне формозміння. В роботах [60, 132] показана можливість інтенсифікації цих процесів за рахунок термообробок. На основі аналізу операцій холодного видавлювання і подальшого радіального видавлювання з контурною осадкою методами теорії деформовності нами показана можливість розширення області застосування комбінації таких операцій за рахунок раціонального перерозподілу значень використаного ресурсу пластичності по операціям і ефективного використання проміжних термообробок.

Використаний ресурс пластичності при немонотонному деформуванні з проміжними термообробками оцінювали за критерієм [2], який в даному випадку приймає вид

$$\psi_k = \psi_{0(k-1)}^2 \exp \left(c \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^k} \frac{\eta de_u}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(k)} \psi_{ij}^{(k)}}, \quad (4.53)$$

де k — номер етапу деформування;

$\psi_{0(k-1)}$ - використаний ресурс пластичності на попередньому етапі пластичної деформації з урахуванням відновлення запасу пластичності після чергового відпалу;

e_u^{k-1} - ступінь деформації в кінці попереднього етапу;

e_u^k - ступінь деформації на даному етапі;

ψ_{ij}^k - компоненти тензора пошкоджень на k -ом етапі,

$$\psi_{ij}^{(k)} = \int_{e_u^{(k-1)}}^{e_u^k} (1 - a + 2a \frac{e_u(\eta, \mu_\sigma)}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}) \beta_{ij}^{(k)} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)} \quad (4.54)$$

$e_u(\eta, \mu_\sigma)$ - траєкторія навантаження;

$e_p(\eta, \mu_\sigma)$ - поверхня граничних деформацій сталі 10 (2.23),

Для уточнення значень констант a і c , що входять в критерій (4.53), використовували результати експериментальних досліджень, виконаних в роботі [133]. Оскільки на кожному етапі $\beta_{ij} = \text{const}$, $e_p = \text{const}$, то компоненти девіатора пошкоджень (4.54) будуть дорівнювати

$$\psi_{ij} = \frac{\beta_{ij}}{e_p} \left(e_u - a e_u + a \frac{e_u^2}{e_p} \right)$$

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

Після першого етапу розтягу ($k=1$, $\psi_0=0$) використаний ресурс пластичності буде дорівнювати

$$\psi_1 = \sqrt{\psi_z^2 + \psi_r^2 + \psi_\varphi^2}.$$

Значення відновленого запасу пластичності $\Delta\psi_1$ після першого відпалу знаходять по експериментальні залежності 1 (рис. 4.14), отримані в роботі [134], а значення

$$\psi_{01} = \psi_1 - \Delta\psi_1.$$

Після другого етапу розтягу ψ_2 розраховували також по критерію (4.53), який в даному випадку приймає вид

$$\psi_2 = \psi_{01}^2 \exp \left(c \frac{e_u^{(2)} - e_u^{(1)}}{e_p} \right) + \sqrt{\psi_z^2 + \psi_r^2 + \psi_\varphi^2} \quad (4.55)$$

Значення $\Delta\psi_2$ знаходили по криві 2 (див. рис. 4.14), а $\psi_{02} = \psi_2 - \Delta\psi_2$.

Аналогічно поступали після третього розтягу. Для оцінки використаного ресурсу пластичності при крученні розрахунки виконували в тій же послідовності. При цьому враховували, що

$$\sqrt{\psi_{ij} \psi_{ij}} = \sqrt{\psi_{rz}^2 + \psi_{zr}^2}.$$

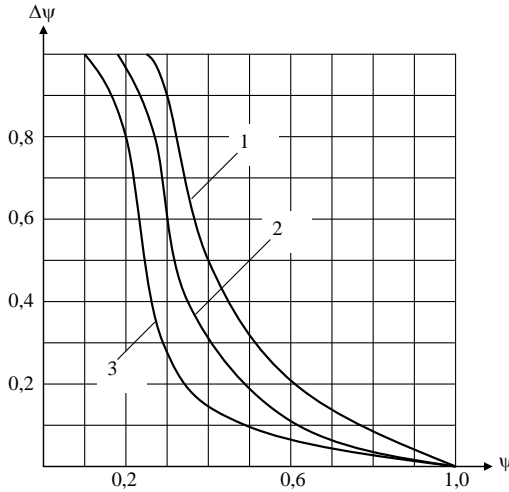


Рис. 4.14. Залежність величини відновленого ресурсу пластичності до ресурсу пластичності $\frac{\Delta\psi}{\psi}$ від ресурсу пластичності ψ

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

Наведений вище алгоритм використовували для оцінки використаного ресурсу пластичності в процесі прямого видавлювання з подальшим радіальним видавлюванням і контурною осадкою з двома проміжними відпалами. При цьому для задання траєкторій навантаження $e_u(\eta, \mu, \sigma)$, компонент направляючого тензора β_{ij} і інших залежностей використовували результати досліджень, отримані в роботі [133].

Значення відновленого запасу пластичності $\Delta\psi_1$ після прямого видавлювання і першого відпалу знаходили по кривій 1 (див. рис. 4.14). При цьому використовували значення використаного ресурсу пластичності після прямого видавлювання ψ_1 , які були отримані раніше в роботі [135]. Використаний ресурс пластичності після прямого і радіального видавлювання з одним проміжним відпалом ψ_2 розраховували по критерію (4.53). Значення ψ_{01} приймали рівним $\psi_{01}=\psi_1-\Delta\psi_1$. Результати розрахунку ψ_2 приведені на рис. 4.15, а. Після радіального видавлювання проводили другий відпал і знаходили $\Delta\psi_2$ по кривій 2 (див. рис. 4.14), значення $\psi_{02}=\psi_2-\Delta\psi_2$ і по критерію (4.53) розраховували використаний ресурс пластичності ψ_3 після контурної осадки. Результати розрахунку ψ_3 приведені на рис. 4.15, б.

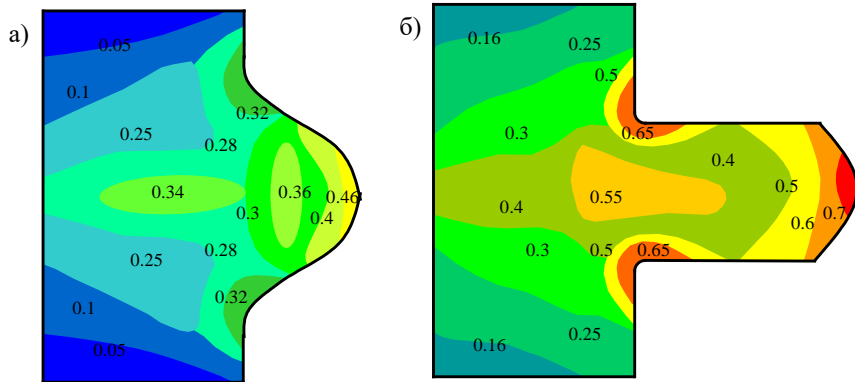


Рис. 4.15. Використаний ресурс пластичності після прямого видавлювання, відпалу, радіального видавлювання (а), другого відпалу і контурної осадки (б).

Співставлення значень розподілу використаного ресурсу пластичності ψ по перетину заготовки, отриманих раніше в роботі [135] без проміжних відпалів з отриманими даному дослідженні показує, що в певних точках відновлення запасу пластичності становить $\Delta\psi=0,4-0,5$. Із аналізу отриманих

результатів також впливає, що на ефективність відновлення запасу пластичності впливають як значення ψ на проміжних етапах пластичної деформації, номер проміжного відпалу, так і характер траєкторій навантаження, вид яких визначається особливостями окремих операцій і послідовністю їх виконання. Таким чином, об'єднання відомих операцій обробки тиском в одному процесі і раціональне проектування цих процесів на основі теорії деформовності дозволяє розширити можливості відомих процесів, а також покращити технологічну спадковість готових виробів.

Як попередня так і проміжні термообробки є одним із ефективних шляхів підвищення пластичності металів при обробці тиском. Основною метою термообробок є зниження опору пластичній деформації і відновлення пластичних властивостей деформованого металу. Крім того попередня, проміжна і кінцева термообробки дозволяють суттєво покращити технологічну спадковість готових виробів і підвищити їх несучу здатність. Дослідження впливу проміжних відпалів на пластичність деформованого металу виконані в роботах [132, 136]. В дисертації виконані дослідження комплексного впливу величини використаного ресурсу пластичності перед відпалом і порядку відпалу на ступінь відновлення запасу пластичності при послідовному виконанні операцій прямого видавлювання, поперечного видавлювання і контурної осадки з проміжними відпалами.

Для визначення значень використаного ресурсу пластичності при монотонному і немонотонному навантаженнях необхідно мати експериментальну залежність пластичності від схеми напруженого стану. Пластичність металу будемо характеризувати накопиченою до моменту руйнування пластичною деформацією (1.1).

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

$$\eta = \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3}I_2(D_\sigma)} = \frac{3\sigma}{\sigma_u} \quad (4.56)$$

та (1.6) [9].

При побудові поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ необхідно реалізувати умови простого навантаження, при яких $\eta = \text{const}$, $\mu_\sigma = \text{const}$ протягом всього процесу пластичної деформації аж до руйнування. Тому точки поверхні граничних деформацій, які відповідають значенням $\eta = -1$, $\mu_\sigma = 1$; $\eta = 0$, $\mu_\sigma = 0$; $\eta = 1$, $\mu_\sigma = -1$ отримують в результаті досліджень на стиск, кручення і розтяг по відомих методикам [3, 5]. Ці точки належать діаграмі пластичності, методика побудови якої достатньо відома.

Для побудови точок поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, які розташовані на кривій $e_p(\eta, 1)$ проводили експерименти по осадці циліндричних зразків в оболонках різної товщини. Використовувались зразки: $d_0 = 12\text{мм}$, $h_0 = 18\text{мм}$, товщина оболонки 3мм; $d_0 = 12\text{мм}$, $h_0 = 22\text{мм}$, товщина оболонки 5мм; $d_0 = 12\text{мм}$, $h_0 = 26\text{мм}$, товщина оболонки 7мм.

Компоненти логарифмічних деформацій визначали по деформації елементів ділильної сітки, яку нанесли на поверхню зразка і оболонки за допомогою твердоміра “Віккерс”

$$e_z = \ln \frac{a}{a_0}, \tag{4.57}$$

$$e_r = \ln \frac{b}{b_0},$$

де a_0, b_0, a, b – розміри елементів ділильної сітки в початковому і поточному станах.

Ступінь деформації знаходили за формулою

$$e_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_z^2 + e_z e_\varphi + e_\varphi^2}. \tag{4.58}$$

Знайдені значення e_u використовували для визначення інтенсивності напружень матеріалу зразка σ_{u0} і матеріалу оболонки σ_u по відомим кривим течії. Значення показника жорсткості напруженого стану на поверхні зразка знаходили за формулою [9]

$$\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u} = - \frac{3}{\sigma_{u0} a R} \int_{r_{вн}}^a \sigma_u r dr - \frac{2 e_r}{3 e_u}, \tag{4.59}$$

де R – радіус кривизни внутрішньої поверхні оболонки в області горизонтальній площині симетрії в 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 ($z=0$).

Зразки деформували до появи першої макротріщини на поверхні зразка. Для визначення історії деформування значення η розраховували по (4.59) на проміжних етапах, яких реалізовували не менше трьох. В кінці кожного етапу вимірювали елементи ділильної сітки на поверхнях оболонки і зразка. Для вимірювання деформації на поверхні зразка оболонки в кінці кожного етапу розрізали.

Оскільки при осадці в оболонках для небезпечних точок $\mu_\sigma=1$, то необхідно визначити положення тих точок поверхні граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, які лежать на кривій $e_p(\eta, 1)$, що отримана від перетину поверхні $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ з площиною $\mu_\sigma=1$. Щоб визначити положення цих точок вважали справедливим критерій руйнування

$$\psi = \int_0^{e_p} \frac{de_u}{e_p(\eta, 1)} = 1 \tag{4.60}$$

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

$$e_p(\eta, 1) = e_{p0}(0, 1) \exp(-\lambda \eta), \quad (4.61)$$

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 $e_p(0, 1)$ і λ підбирали такими, щоб задовольнити умові руйнування (4.60) для всіх шляхів навантаження.

Отриману в результаті випробувань поверхню граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ для сталі 10 апроксимували виразом (2.23) [9]. Невідомі коефіцієнти, що входять в (2.23), визначали методом найменших квадратів.

Використаний ресурс пластичності при прямому і поперечному видавлюванні з контурною осадкою і проміжними відпалами визначали по критерію (4.53) [136].

Величину відновленого запасу пластичності після першого відпалу $\Delta\psi_1$, який проводили після прямого видавлювання, знаходили по експериментальній кривій 1 (рис. 4.16), отриманій на основі обробки експериментальних результатів роботи [132].

Криву 1 апроксимували рівнянням

$$\Delta\psi_1 = 82\psi^{2,75} e^{-8,03\psi}, \quad (4.62)$$

а значення ψ_{01} визначали як різницю

$$\psi_{01} = \psi_1 - \Delta\psi_1. \quad (4.63)$$

Використаний ресурс пластичності ψ_2 після поперечного видавлювання визначали по критерію (4.53), який в даному випадку буде мати вид

$$\psi_2 = \psi_{01}^2 \exp\left(c \int_{e_u^{(1)}}^{e_u^{(2)}} \frac{\eta de_u}{|\eta| e_p(\eta, \mu_\sigma)} \right) + \sqrt{\psi_{ij}^{(2)} \psi_{ij}^{(2)}}. \quad (4.64)$$

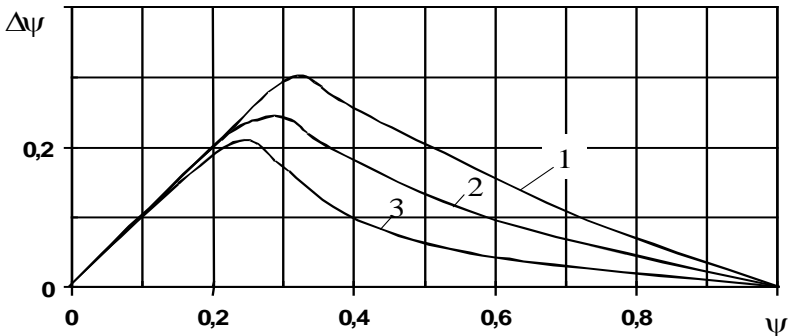


Рис. 4.16. Залежність відновленого при відпалі запасу пластичності $\Delta\psi$ від використаного ресурсу пластичності ψ і порядку відпалу

Величину $\Delta\psi_2$ знаходили по кривій 2 (див. рис. 4.16), яку апроксимували рівнянням

$$\Delta\psi_2 = 16,2\psi^{1,86} e^{-7\psi}. \quad (4.65)$$

При цьому $\psi_{02}=\psi_2-\Delta\psi_2$ підставляли в критерій (4.53) для розрахунку ψ_3 після контурної осадки. Величину $\Delta\psi_3$ знаходили по кривій 3 (див. рис. 4.16), яку апроксимували рівнянням

$$\Delta\psi_3=60\psi^{2,383}e^{-9,8\psi}. \tag{4.66}$$

Розподіл використаного ресурсу пластичності $\psi_4=\psi_3-\Delta\psi_3$ в меридіональному перетині після контурної осадки і чергового відпалу приведені на рис. 4.17.

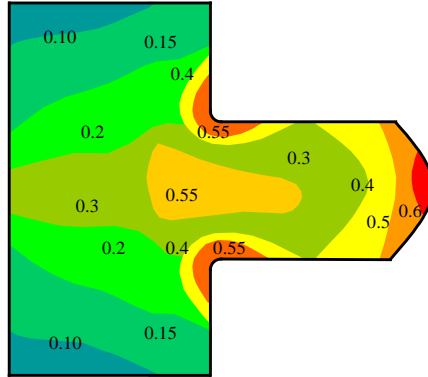


Рис. 4.17. Використаний ресурс пластичності після прямого видавлювання, відпалу, поперечного видавлювання, відпалу і контурної осадки, відпалу для заготовок зі сталі 10

Константи в рівняннях (4.62), (4.65), (4.66) знаходили методом найменших квадратів. Сталі а і с для сталі 10 приймали рівними $a=0.1$, $c=1$ [132, 136].

Таким чином, застосування проміжних відпалів дозволяє істотно збільшити величину граничного формозмінення при значному зниженні рівня використаного ресурсу пластичності, що гарантує підвищення несучої здатності одержуваних деталей.

Процеси прямого видавлювання з подальшим радіальним видавлюванням і контурною осадкою, що відносяться до багатоопераційних технологій, мають певну перевагу по відношенню до інших процесів, оскільки характеризуються немонотонним деформуванням. Застосування таких процесів сприяє розширенню технологічних можливостей холодного об'ємного штампування за рахунок оптимального використання ресурсу пластичності і геометрії інструменту на кожному переході, а також відновлення запасу пластичності при проміжних відпалах.

5. ОЦІНКА НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ДЕФОРМОВНОСТІ ЗАГОТОВОК В ПРОЦЕСАХ ХОЛОДНОГО КОМБІНОВАНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ

5.1. Деформовність заготовок при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою

У виробничих процесах обробки металів тиском пластична деформація часто є немонотонною. Оскільки механізм накопичення і заліковування пошкоджень при немонотонній пластичній деформації повністю не вивчений і на даний час немає єдиної точки зору відносно оцінки деформовності металів при немонотонному навантаженні [2, 3, 11, 17, 60, 66, 93], тому залишається актуальною проблема оцінки рівня пошкодженості металу при немонотонній пластичній деформації.

Були виконані дослідження процесу радіального видавлювання з подальшою осадкою для оцінки впливу геометричних параметрів матриці і немонотонності навантаження, обумовленої переходом від радіального видавлювання до осадки, на величину використаного ресурсу пластичності.

Процес накопичення пошкоджень в елементарному об'ємі металу залежить від фізико-механічних характеристик металу, схеми напруженого стану і історії навантаження.

Для кількісної оцінки впливу схеми напруженого стану на пластичність використовували поверхню граничних деформацій $e_p(\eta, \mu_\sigma)$, а історію навантаження задавали просторовими траєкторіями $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$.

Для дослідження процесу поперечного видавлювання з подальшою осадкою циліндричних заготовок із сталі 10 був використаний критерій руйнування

$$\psi_1^2 + \psi_2^2 + \psi_3^2 = 1. \quad (5.1)$$

Принципова схема процесу приведена на рис. 5.1. На першому етапі реалізується процес поперечного видавлювання, а на другому - осадка отриманого фланцю (рис. 5.1). Розрахунок напружено-деформованого стану проводили методом координатних сіток, при цьому використовували методику приведену в роботі [102]. Процес видавлювання і процес осадки проводили за три етапи. Шляхи деформування $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$ будували з урахуванням впливу

основних технологічних параметрів: відносної товщини фланцю $\frac{h}{d_0}$ і

відносного значення закруглення перехідної кромки $\frac{r}{d_0}$. Оскільки шляхи

деформування в координатах e_u , η , μ_σ практично не залежать від матеріалу, то для досліджень напружено-деформованого стану використовували зразки із сурм'янистого свинцю ($d_0=20\text{мм}$, $l_0=60\text{мм}$), які розрізали на дві половини. На поліровану поверхню однієї із половин збірного зразку наносили гостро

заточеним різцем прямокутну ділянку сітку з базою 2 мм. Потім зразки спаювали і виконували видавлювання окремих зразків до різних ступенів деформації за три переходи. Три зразка, отримані в кінці чергового переходу поперечного видавлювання, використовували для реалізації трьох переходів контурної осадки. Таким чином, кожен зразок характеризує деформований стан в кінці відповідного етапу. В кінці кожного етапу зразки розпаювали і заміряли координати вузлів деформованої сітки.

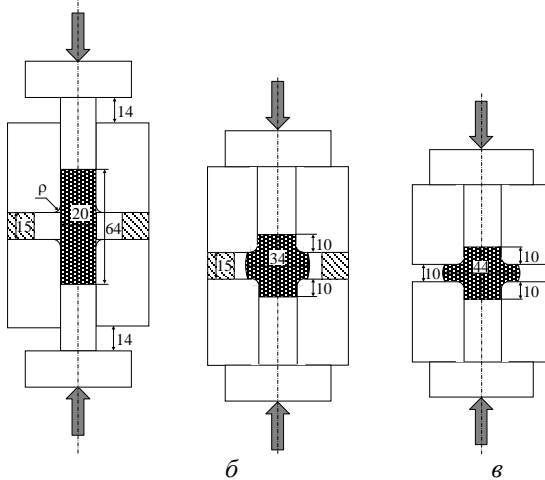


Рис. 5.1. Принципова схема процесу радіального видавлювання з подальшою осадкою: *a* – початкове положення; *б* – радіальне видавлювання; *в* – контурна осадка стовщення отриманого після радіального видавлювання

Крім того, на бокову поверхню зразків із сталі 10 також наносили ділянку сітку і виконували поперечне видавлювання і контурну осадку по тій же схемі, по якій деформували зразки із свинцю.

Накопичену деформацію знаходили по формулі (2.87), показник напруженого стану η по формулі (4.56).

Параметр Надаї-Лоде розраховували по формулі (1.6).

Компоненти девіатора напружень розраховували по співвідношенням (1.41), які дозволяють врахувати вплив немонотонності пластичної деформації [46], яка має місце в процесі, що розглядається.

Залежності $\beta(e_u)$, $\varphi(e_u - e_u^0)$ для сталі 10 отримували експериментально по методиці [46]. Експериментальні результати апроксимували функціями (1.43) та

$$\beta = \beta_m + (1 - \beta_m) \exp(c \cdot e_u), \quad (5.2)$$

Сталі, що входять в (5.2) і (1.43) визначали методом найменших квадратів.

Гідростатичне напруження σ визначали шляхом інтегрування диференційних рівнянь рівноваги, які при осесиметричній деформації мають

вид (2.19), (2.20). При цьому також використовували інтегральне рівняння рівноваги (2.21).

Радіальне напруження

$$\sigma_r = (\sigma_r)_A + \int_r^R \left(\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{S_r - S_\varphi}{r} \right) dr, \quad (5.3)$$

де $(\sigma_r)_A$ - радіальне напруження в точці А, яка знаходиться на зовнішній поверхні заготовки.

Осьове напруження дорівнює

$$\sigma_z = S_z + \sigma_r - S_r. \quad (5.4)$$

Після підстановки (5.4), (5.3) у (2.21) знаходимо

$$(\sigma_r)_A = \frac{1}{\pi R^2} \left(P - 2\pi \int_0^R (S_z - S_r + S) r dr \right), \quad (5.5)$$

$$\text{де } S = \int_r^R \left(\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_\varphi}{r} \right) dr. \quad (5.6)$$

Для визначення напружень в інших точках радіуса використовували рівняння (5.3) у вигляді

$$(\sigma_r)_i = (\sigma_r)_{i+1} + \int_{r_{i+1}}^{r_i} \left(\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{S_r - S_\varphi}{r} \right) dr. \quad (5.7)$$

Напруження вздовж радіуса σ_z і σ_φ розраховували за формулами

$$(\sigma_z)_i = (\sigma_r)_i - (S_r)_i + (S_z)_i \quad (5.8)$$

$$(\sigma_\varphi)_i = (\sigma_r)_i - (S_r)_i + (S_\varphi)_i$$

Аналогічно розраховували напруження вздовж інших паралельних радіусів. Значення осьових напруження σ_z вздовж вертикальних ліній визначали шляхом інтегрування другого диференціального рівняння рівноваги (2.20)

$$(\sigma_z)_{i+1} = (\sigma_z)_i - \int_{z_i}^{z_{i+1}} \left(\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right) dz. \quad (5.9)$$

На рис. 5.2 приведені отримані залежності нормальних напружень σ_z , σ_r і σ_φ від ступеня деформації ϵ_u в точках, які перед деформуванням займали положення показані на рис. 5.2 ($z=0$).

З отриманих результатів витікає, що кінцеві значення напружень і деформацій в небезпечній, з точки зору руйнування, точці (перебувають на зовнішній поверхні фланцю в горизонтальній площині симетрії) від величини радіуса зкруглення матриці r залежать не суттєво.

Із аналізу приведених на рис. 5.2 залежностей нормальних напружень σ_z , σ_r і σ_φ від ступеня деформації ϵ_u випливає, що при переході від радіального видавлювання до контурної осадки характер цих залежностей різко змінюється, що при використанні фізичних рівнянь теорії течії практично не

спостерігається. Причому немонотонність навантаження тим більше впливає на характер кривих, що описують залежність напружень від ступеня деформації, чим ближче досліджувана точка до поверхні заготовки. Тому при дослідженні впливу поля напружень та закономірностей їх зміни на деформівність і інші характеристики здеформованого металу необхідно враховувати анізотропію механічних характеристик металу, обумовлену немонотонною пластичною деформацією.

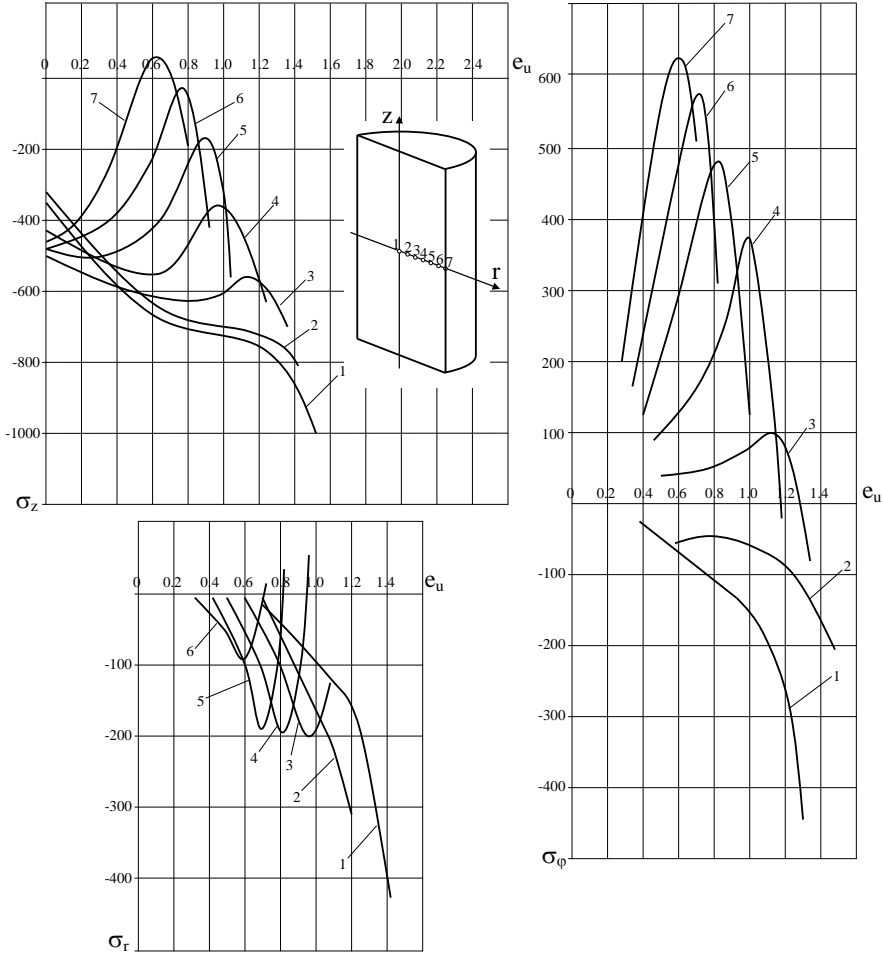


Рис. 5.2. Залежності σ_z , σ_r і σ_ϕ від e_u в точках 1-7

Отримані результати розрахунку напружень і деформацій використовували для побудови шляхів навантаження $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$, а також для розрахунку значень β_i .

Поверхню граничних деформацій для сталі 10 апроксимували залежністю (2.106), яка отримана в роботі [102]

Для оцінки впливу геометричних параметрів процесу поперечного видавлювання з подальшою осадкою на пластичність були виконані розрахунки використаного ресурсу пластичності ψ по формулі

$$\psi^2 = \psi_1^2 + \psi_2^2 + \psi_3^2 \quad (5.10)$$

для трьох випадків: 1 – відносне значення радіуса закруглення перехідної

кромки $\frac{r}{d_0} = 0.05$ і відносна товщина фланцю $\frac{h}{d_0} = 0.141$; 2 - $\frac{r}{d_0} = 0.15$ і

$\frac{h}{d_0} = 0.236$; 3 - $\frac{r}{d_0} = 0.25$ і $\frac{h}{d_0} = 0.33$.

Отримані траєкторії для радіусів закруглення матриць $r=1\text{мм}$, $r=3\text{мм}$, $r=5\text{мм}$ приведені на рис. 5.3 відповідно. Траєкторії приведені для трьох точок, які лежать на горизонтальній осі симетрії з початковими радіусами $r_{03}=3.3\text{мм}$ (точка 3), $r_{05}=6.6\text{мм}$ (точка 5), $r_{07}=10\text{мм}$ (точка 7) (див. рис. 5.2).

Із аналізу характеру цих траєкторій і їх розташування у вибраному просторі витікає, що із збільшенням радіусу округлення матриці r траєкторії зміщуються в область більш м'яких схем навантаження, тобто умови пластичної деформації стають більш сприятливими з точки зору деформовності.

Це підтверджується і результатами розрахунків величини використаного ресурсу пластичності ψ . Виходячи з того, що в даному випадку має місце немонотонність навантаження значення ψ розраховували по критерію Г. Д. Деля [2] по методу, викладеному в роботі [103].

Розрахунок використаного ресурсу пластичності ψ виконаний для випадків $\frac{r}{d_0} = 0.05$ ($r=1\text{мм}$); $\frac{r}{d_0} = 0.15$ ($r=3\text{мм}$); $\frac{r}{d_0} = 0.25$ ($r=5\text{мм}$). При

цьому в кожному випадку значення ψ розраховували для 3-х точок, що перебувають на горизонтальній осі симетрії: точка 3 - $r_{03}=3.3\text{мм}$ (ψ_{03}); точка 5 - $r_{05}=6.6\text{мм}$ (ψ_{05}); точка 7 - $r_{07}=10\text{мм}$ (ψ_{07}). Результати розрахунків ψ приведені в таблиці 5.1.

Таблиця 5.1

Значення ψ в точках, що перебувають на осі Ox

$\frac{r}{d_0} = 0.05$			$\frac{r}{d_0} = 0.15$			$\frac{r}{d_0} = 0.25$		
ψ_{03}	ψ_{05}	ψ_{07}	ψ_{03}	ψ_{05}	ψ_{07}	ψ_{03}	ψ_{05}	ψ_{07}
0,58	0,84	0,98	0,49	0,68	0,94	0,46	0,54	0,86

Значення ψ в таблиці 5.1 приведені для діаметру фланцю $d_{\text{max}}=44\text{мм}$ при $d_0=20\text{мм}$.

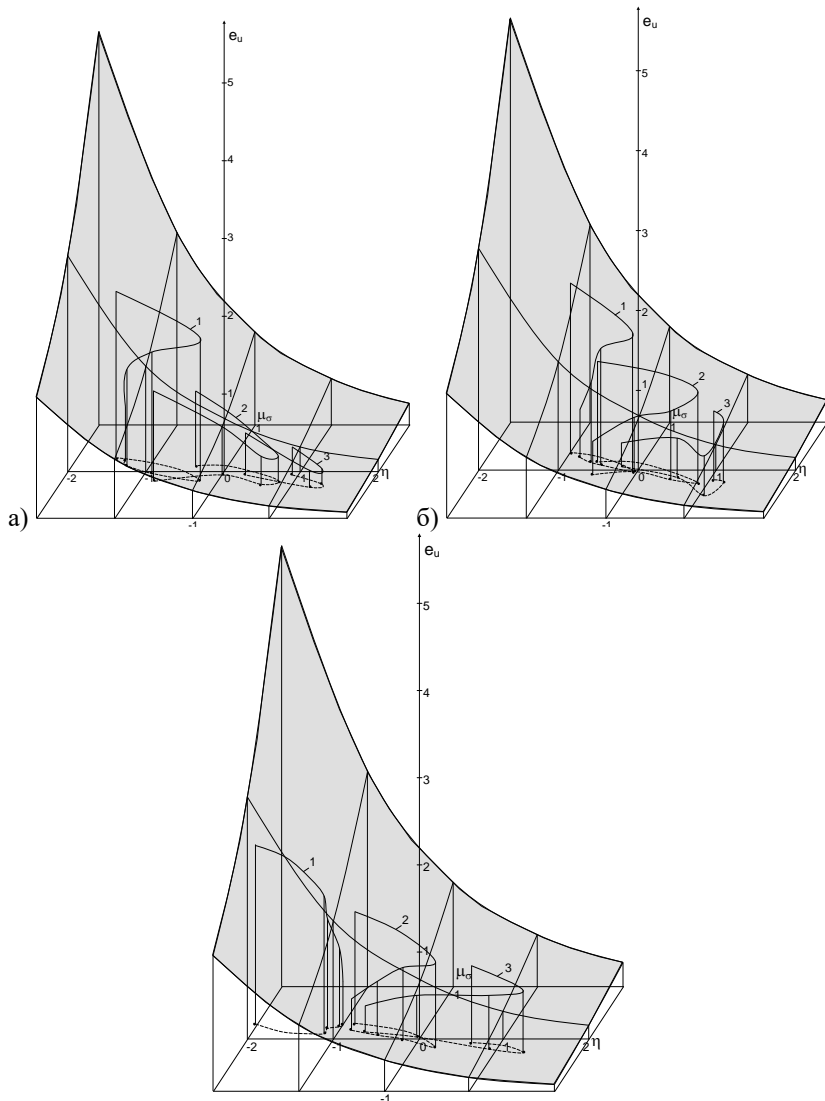


Рис. 5.3. Поверхня граничних деформацій і шляхи деформування часток матеріалу для точок, з початковими радіусами $r_{03}=3,3\text{мм}$ (точка 3), $r_{05}=6,6\text{мм}$ (точка 5) і $r_{07}=10\text{мм}$ (точка 7): а – радіус округлення матриці $r=1\text{мм}$; б - $r=3\text{мм}$; $r=5\text{мм}$

Із аналізу результатів приведених в таблиці 5.1 витікає, що збільшення радіусу округлення r від 1 мм до 3 мм практично не впливає на величину

використаного ресурсу пластичності в небезпечній точці і тільки при $r=5\text{мм}$ ψ зменшується до 0,86.

Однак, якщо радіус округлення матриці менше 3 мм ($r<3\text{мм}$) ресурс пластичності в небезпечній точці практично вичерпаний і тільки при $r=5\text{мм}$ можна отримати фланець діаметром $d_{\text{max}}=44\text{мм}$ ($d_0=20\text{мм}$) без руйнування. При експериментальних дослідженнях тріщина на екваторі фланцю виникає при

діаметрі фланцю $d_{\text{max}}=48\text{мм}$ для значення $\frac{r}{d_0} = 0.213$ ($r=4.26\text{мм}$). Результати

розрахунків задовільно узгоджуються з експериментальними результатами отриманими в роботах науковців Донбаської державної машинобудівної академії.

Виконані дослідження пластичності металу при немонотонному навантаженні, яке має місце при радіальному видавлюванні циліндричних заготовок з подальшою осадкою показали по визначеному напружено-деформованому стану в точках, які перебувають на горизонтальній осі симетрії заготовки, що немонотонність навантаження значно впливає на характер кривих, які описують залежність напружень від ступеня деформації. При цьому кінематичні характеристики процесу пластичної деформації визначаються експериментально-розрахунковим методом координатних сіток. Оптимальними є умови видавлювання, при яких діаметр фланцю, отриманого після радіального видавлювання, складає 60-70% від кінцевого діаметра фланця, отриманого після осадки [104].

5.2. Дослідження напружено-деформованого стану при виготовленні порожнистих виробів типу «стакан»

Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану відбувається в два етапи (рис. 5.4). На першому етапі під час руху верхнього пуансона зверху вниз одночасно виконується зворотне видавлювання стінки стакану та пряме видавлювання з утворенням технологічного відростка в донній частині стакану [137]. Перший етап деформування закінчується при досягненні товщини напівфабрикату, величина якої буде рівною заданій товщині дна стакану. Такий спосіб комбінованого зворотно-прямого видавлювання на першому етапі також сприяє зниженню зусилля штампування. На другому етапі за допомогою нижнього протипуансона, який рухається знизу вгору, відбувається витіснення металу з технологічного відростка назад у донну частину стакану. Таким чином даний спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану полягає в деформуванні заготовки видавлюванням в матриці за допомогою пуансона і протипуансона.

Основним недоліком існуючих способів виготовлення порожнистих виробів типу стакану є неоднорідність механічних властивостей в об'ємі металу виробу. Неоднорідність полягає у незначних пластичних деформаціях металу у донній частині виробу, у той час, коли стінки стакану мають пропрацьований метал. Особливо неоднорідність механічних властивостей виробів проявляється

у стаканів з великою товщиною дна, коли товщина дна дорівнює або перевищує радіусу пуансона. Тому для покращення якості виробу за рахунок забезпечення проробки металу стакану в його донній частині пропонується проводити деформування в два етапи.

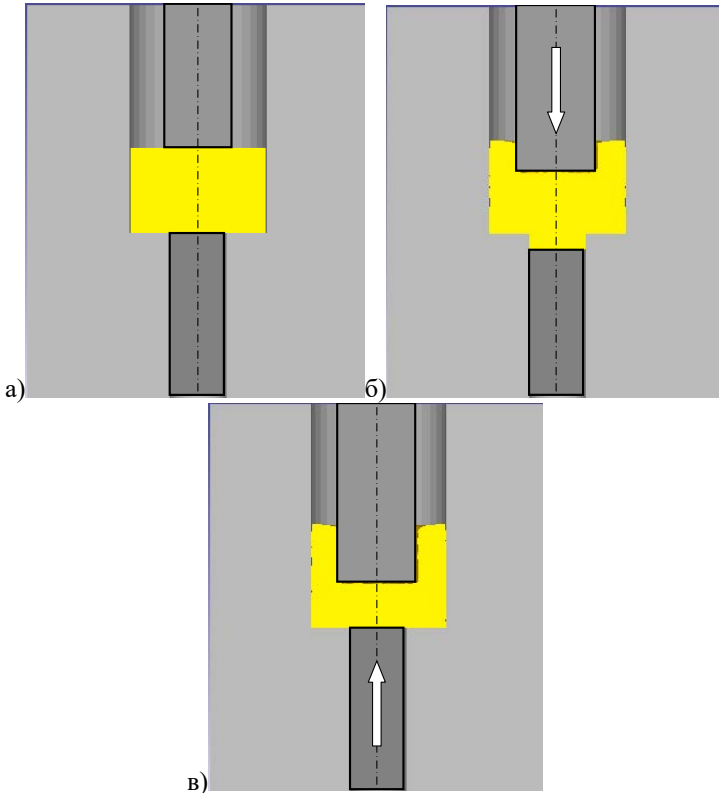


Рис. 5.4. Принципова схема процесу виготовлення порожнистого виробу типу стакану: а - початкова стадія процесу; б - схема деформування у кінці першого етапу; в - схема деформування у кінцевій стадії другого етапу

Знакозмінна деформація, якій піддається метал в донній частини стакану за рахунок спочатку прямого, а потім зворотного видавлювання металу в донну частину, забезпечує добру проробку металу заготовки, зміцнення металу по всьому об'єму стакану, зниження нерівномірності деформації, рівномірність, якість та експлуатаційну надійність виробу і розширює можливості процесів видавлювання. Особливо такий процес доцільний для деталей з відносно товстим дном, товщина якого дорівнює або перевищує радіус пуансону або розміри осередку деформації.

Застосування запропонованого способу дає можливість отримувати тонкостінні вироби типу стакану з більшою товщиною дна і з однорідними механічними властивостями по об'єму стакану.

Оскільки в даному процесі має місце немонотонне пластичне деформування розрахунок напружено-деформованого стану здійснювали з використанням розрахункового апарату на основі моделі анізотропно зміцнюваного тіла Баххауза-Деля. Розрахунок проводився для точок 1-4, розташування яких по меридіональному перерізу заготовки показано на рис. 5.5. Матеріал заготовки – сталь 10.

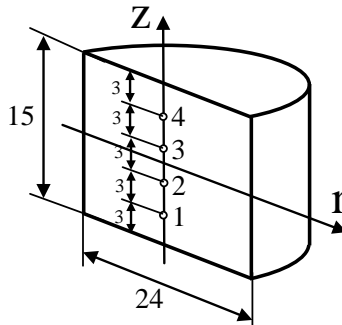


Рис. 5.5. Меридіональний переріз заготовки і розташування точок 1-4 по меридіональному перерізу

Для оцінки ступеня нерівномірності деформацій по об'єму заготовки необхідно отримати інформацію про розподіл компонент тензора деформацій або інтенсивності деформацій по меридіональному перерізу заготовки [138, 142]. Щоб отримати величину накопиченої деформації, компоненти тензора швидкостей деформацій визначали по викривленій координатній сітці, нанесені на меридіональний переріз заготовки, використовуючи змішані ейлерові і лагранжеві координати, за формулами (2.16). Заміри координатної сітки робили на трьох стадіях першого етапу (рух верхнього пуансона вниз) і трьох стадіях другого етапу (верхній пуансон зафіксований, нижній рухається вгору). На рис. 5.6, а представлена залежність, яка відображає величину накопиченої деформації в точках 1-4 на кожному етапі процесу видавлювання. При цьому інтенсивність швидкостей деформацій визначали за формулою

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

Для порівняння на цьому ж рисунку приведені залежності накопиченої деформації на кожній стадії процесу визначені по методу скінчених елементів (рис. 5.6, б).

Із аналізу отриманих залежностей випливає, що в результаті зворотного видавлювання металу в донну частину величини накопиченої деформації ϵ_u в точках 1-4 в кінці процесу практично рівні між собою. Це говорить про те, що в

результаті немонотонної пластичної деформації, якій піддається метал в донній частині стакану, забезпечується зниження нерівномірності деформації. Також слід зазначити, що метод скінчених елементів не досить точно відображає картину розподілу інтенсивності деформацій в даному процесі, який характеризується немонотонністю пластичної деформації.

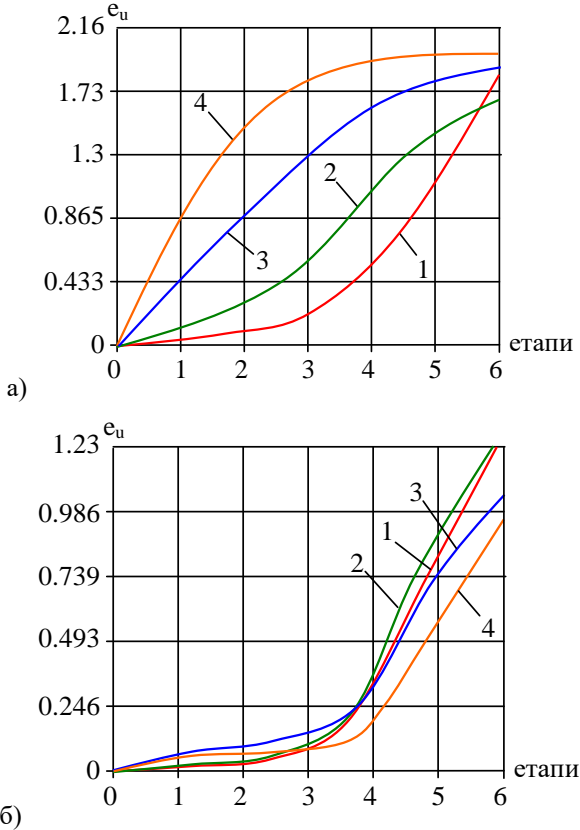


Рис. 5.6. Величина накопиченої деформації на кожному з етапів деформування в точках 1-4 визначена: а) по викривленій координатній сітці; б) по методу скінчених елементів

Для розрахунку компонент девіатора напружень використовували рівняння у вигляді (1.41). При цьому залежності $\beta(e_u)$, $\varphi(e_u - e_u^0)$ для сталі 10 отримували експериментально і апроксимували функціями (2.17) і (2.18). Компоненти тензора напружень визначали по відомій методиці представлений в п. 5.1. На рис. 5.7 приведені залежності нормальних напружень σ_z і σ_r від ступеня деформації e_u в точках, які перед деформуванням займали положення показані на рис. 5.5.

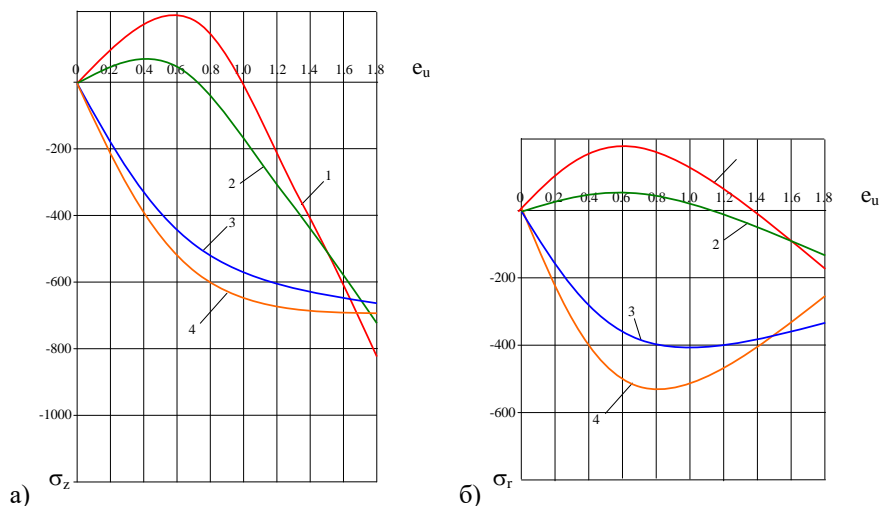


Рис. 5.7. Залежності σ_z і σ_r від e_u в точках 1-4

Із аналізу приведених на рис. 5.7 залежностей нормальних напружень σ_z і σ_r від ступеня деформації e_u випливає, що при здійсненні другого етапу деформування (нижній пуансон рухається вгору і метал з технологічного відростка витісняється назад у донну частину) характер кривих змінюється. Це відбувається при значенні ступеня деформації $e_u \approx 0,5$. Якщо при розрахунках використовувати співвідношення теорії течії, то така зміна характеру кривих не спостерігається. Крім того в результаті зворотного видавлювання металу в донну частину величини нормальних напружень σ_z і σ_r в точках 1-4 в кінці процесу практично рівні між собою. Це говорить про те, що за рахунок інтенсивної деформації, якій піддається метал в донній частини стакану, забезпечується однорідність механічних властивостей металу по всьому об'єму стакану.

5.3. Оцінка деформовності металу при виготовленні деталей з фланцем

Для оцінки деформовності металу при виготовленні деталей з фланцем розглянемо спосіб виготовлення деталей з фланцем, який полягає у радіальному видавлюванні металу заготовки в кругову порожнину, причому заготовка попередньо редукується (рис. 5.8) [101, 139-142].

Недоліком відомих способів виготовлення деталей з фланцем є несприятлива схема напружено-деформованого стану, яка обумовлена впливом кругових напружень розтягу, що призводить до зменшення пластичності металу та ступеня деформації і, як наслідок, зменшення гранично допустимого значення діаметра фланцю, що видавлюється. Крім того, оскільки стержнева

частина заготовки не зазнає значної деформації це негативно відбивається на якості та міцності деталі.

Задача забезпечення якості виробу та збільшення гранично допустимого значення діаметра фланцю вирішується шляхом попереднього обтиснення заготовки по зовнішньому діаметру (редукування) у верхній напівматриці (рис. 5.8).

Редукування заготовки забезпечує всебічний стиск і таким чином створюється сприятлива схема напружено-деформованого стану, що підвищує якість заготовки і пластичність металу. Така схема напружено-деформованого стану сприяє заліковуванню дефектів в об'ємі заготовки та кращій пластичній обробці металу у фланці на стадії радіального видавлювання. Підвищення граничної пластичності металу відбувається за рахунок немонотонної деформації, що має місце при послідовних операціях пластичної формозміни - редукування та наступного радіального видавлювання. Редукування заготовки також сприяє підвищенню ступеня рівномірності та якості виробу.

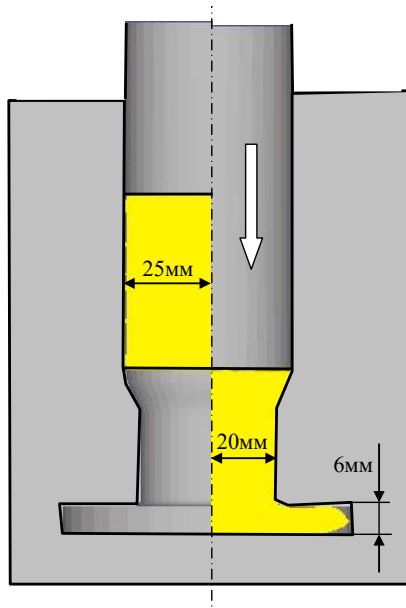


Рис. 5.8. Схема процесу радіального видавлювання суміщеного з попереднім редукуванням заготовки

Процес деформування здійснюється наступним чином. Заготовку встановлюють в порожнину верхньої напівматриці і тиснуть на неї з її верхнього торця пуансоном, при цьому починається проштовхування заготовки у звужену частину порожнини верхньої напівматриці. Тим самим здійснюється редукування (обтиснення) заготовки у верхній напівматриці. Ступінь деформації при редукуванні рекомендується близько 20-25%. Після виконання

редукування і досягнення торця заготовки поверхні нижньої напівматриці завершується перша стадія обробки.

На другій стадії видавлювання маємо перший осередок деформації - редукування і другий осередок - радіальне видавлювання. Під час радіального видавлювання метал заповнює кругову порожнину з постійним збільшенням розмірів фланця. Всебічний стиск, який забезпечується попередньою деформацією редукування заготовки, поліпшує схему напружено-деформованого стану та якість поверхневих шарів, заліковуючи дефекти в об'ємі заготовки металургійного походження. За рахунок обтиснення також зростає ступінь деформації радіального видавлювання та відносний діаметр фланця, що видавлюється. Редукування також сприяє зміцненню деталі і тим самим покращує якість виробу.

Зазначена послідовність пластичної обробки сприяє зменшенню нерівномірності деформації, зміцненню деталі, підвищенню пластичності та ступеню деформації при видавлюванні.

Оцінка величини використаного ресурсу пластичності в процесі радіального видавлювання суміщеного з попереднім редукуванням заготовки для точок 1, 2, 3 (рис. 5.9) була виконана у послідовності представлений у п. 5.1. При цьому необхідно отримати експериментальну залежність пластичності деформованого металу від схеми напруженого стану та розрахувати поле напружень у пластичній області. Редукування проводили через конічну матрицю з кутом воронки 50° із діаметру 25 мм в діаметр 20 мм. Напружено-деформований стан в об'ємі заготовки визначали методом скінчених елементів (рис. 5.10, 5.11).

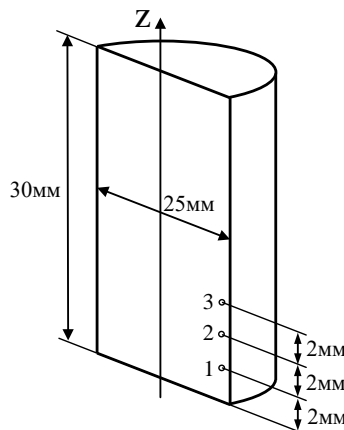


Рис. 5.9. Розташування точок 1, 2, 3 на меридіональному перерізі заготовки

На рис. 5.12 представлені закономірності зміни інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій і головних напружень в залежності від часу.

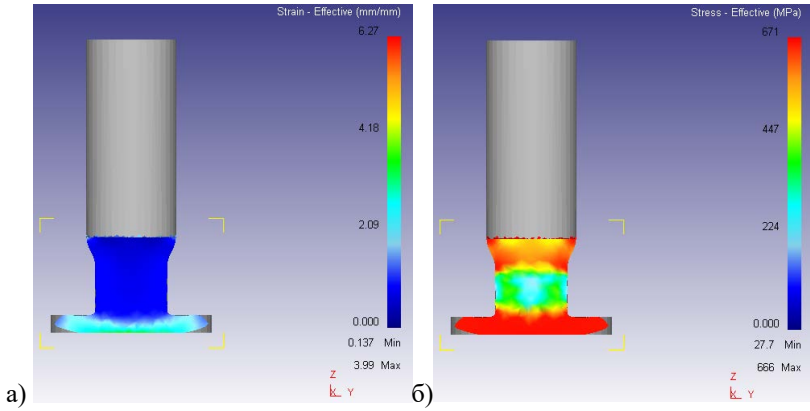


Рис. 5.10. Розподіл інтенсивності деформацій ϵ_u (а) інтенсивності напружень σ_u (б) по об'єму заготовки

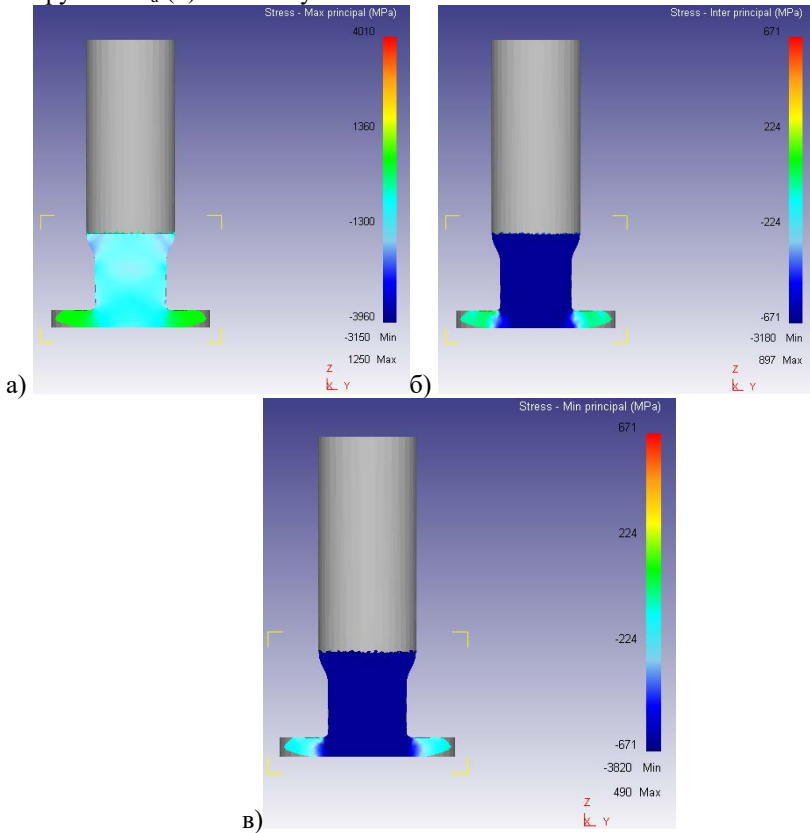


Рис. 5.11. Розподіл максимального напруження σ_1 (а), середнього напруження σ_2 (б), мінімального напруження σ_3 (в) по об'єму заготовки

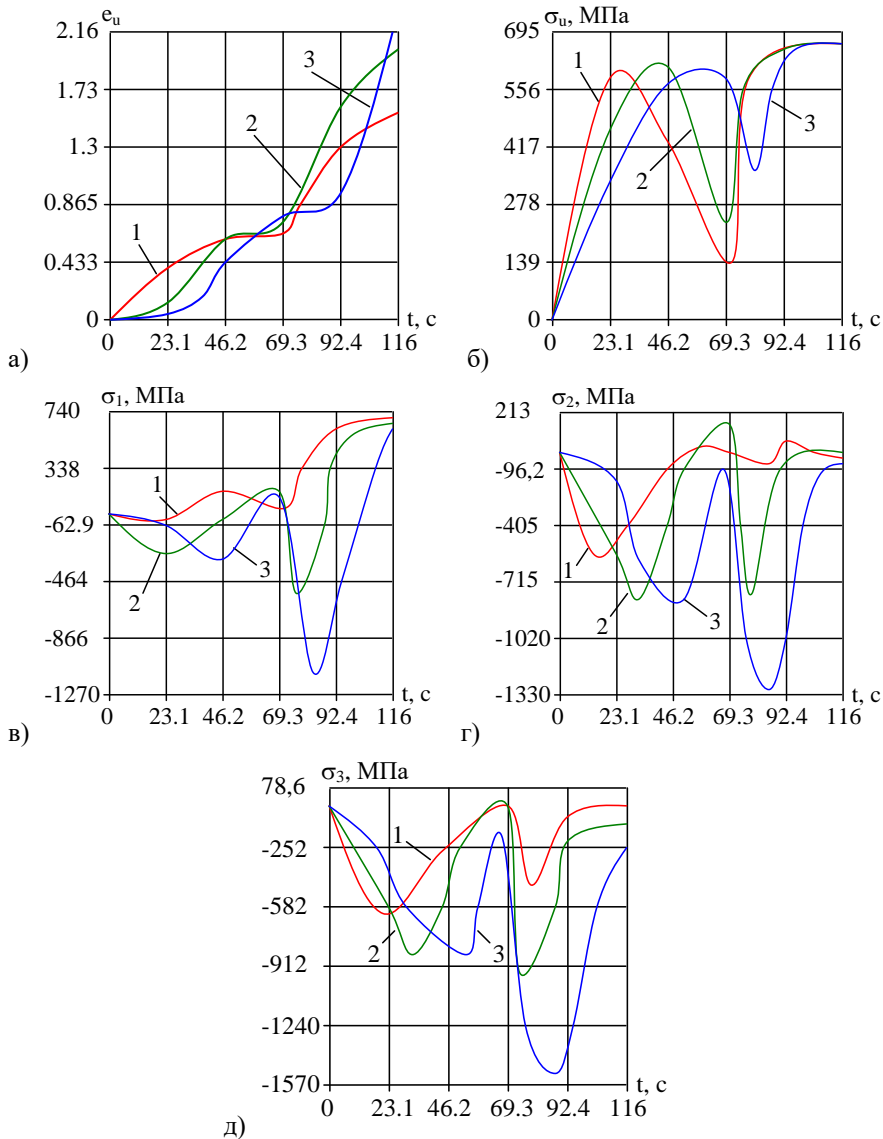


Рис. 5.12. Закономірності зміни інтенсивності деформацій ϵ_u (а) інтенсивності напружень σ_u (б), максимального напруження σ_1 (в), середнього напруження σ_2 (г), мінімального напруження σ_3 (д) в залежності від часу деформування t

Поверхню граничної пластичності для сталі 10 будували по методиці і апроксимували рівнянням (2.106). Історію деформування задавали шляхами $\eta(e_u)$, $\mu_\sigma(e_u)$ (рис. 5.13). Значення η і μ_σ при даному e_u розраховували по формулам (1.5), (1.6).

Із аналізу характеру шляхів деформування приведених на рис. 5.13 випливає, що точки 1 і 2 зазнають дії більш жорсткої схеми напруженого стану (η зростає, а μ_σ зменшується), відповідно, величина використаного ресурсу пластичності ψ в цих точках більша чим в точці 3.

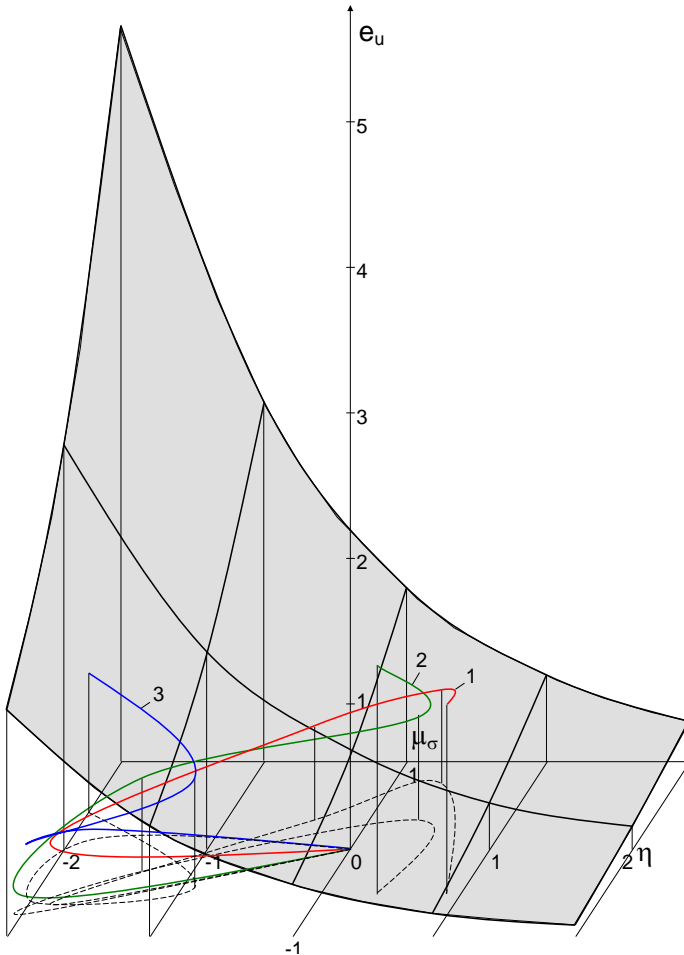


Рис. 5.13. Поверхня граничних деформацій і шляхи деформування часток матеріалу для точок 1, 2, 3

Результати розрахунку використаного ресурсу пластичності приведені в таблиці 5.2.

Таблиця 5.2

	Точка 1	Точка 2	Точка 3
ψ	0,87	0,85	0,57

Таким чином в розглянутих умовах процесу радіального видавлювання з попереднім редукуванням можна отримати фланець діаметром $d_{\max}=48\text{мм}$ при початковому діаметрі заготовки до редукування $d_0=25\text{мм}$ і діаметрі заготовки після редукування $d_{op}=20\text{мм}$ без руйнування.

Якщо для порівняння розглянути процес радіального видавлювання без попереднього редукування (рис. 5.14), то при тих же умовах процесу використаний ресурс пластичності в точках 1 і 2 буде майже вичерпано, а в точці 3 величина ψ буде складати $\psi=0,89$. Перша макротріщина, в цьому випадку, з'явиться при діаметрі фланцю $d_{\max}=36\text{мм}$.

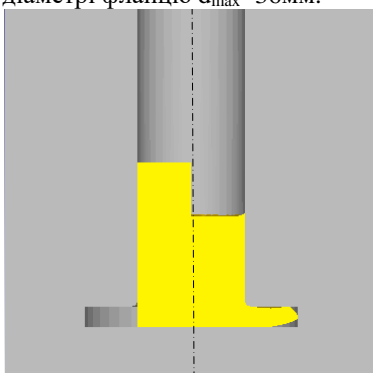


Рис. 5.14. Схема процесу радіального видавлювання без попереднього редукування заготовки

Розглянутий процес радіального видавлювання з попереднім редукуванням заготовки здійснює безперервну пластичну обробку заготовки з використанням послідовних операцій пластичної формозміни і за рахунок створеної немонотонної пластичної деформації сприяє підвищенню граничної пластичності металу.

5.4. Оцінка використаного ресурсу пластичності металу при ротаційній витяжці конічних заготовок

При виготовленні тонкостінних осесиметричних деталей все більш широкое застосування знаходять методи обробки тиском із створенням локального осередку деформації. Одним із таких методів є ротаційна витяжка [93, 117]. Значне місце в загальному об'ємі деталей, що виготовляються ротаційною витяжкою, займає виробництво тонкостінних осесиметричних

деталей. Основними проблемами, які мають місце при ротаційній витяжці, є втрата стійкості і руйнування заготовки внаслідок вичерпання запасу пластичності. В більшості випадків при розробці технологічних процесів ротаційної витяжки використовують емпіричні залежності або результати теоретичних досліджень, в яких не в повній мірі враховується локальний характер пластичної деформації і немонотонність навантаження, обумовлена циклічністю навантаження і складністю траєкторії руху деформуючого ролика, яка вибирається так, щоб забезпечити стійкість формозмінення і уникнути руйнування заготовки.

Тому необхідно дослідити вплив напружено-деформованого стану і закономірностей його зміни в осередку деформації на величину використаного ресурсу пластичності із врахуванням впливу немонотонності навантаження, обумовленої складністю траєкторії руху деформуючого ролика і кількістю переходів, необхідних для виготовлення деталі заданої форми і розмірів.

Для оцінки величини використаного ресурсу пластичності із врахуванням впливу немонотонності навантаження виконані дослідження процесу ротаційної витяжки кінцевих деталей із листових заготовок. Процес витяжки реалізували на верстаті 6P13Ф3 з числовим програмним керуванням. При програмному керуванні таким верстатом задається інформація як про швидкість обертання заготовки, швидкість подачі і прискорення переміщення, так і про траєкторію руху робочого інструменту. Завдяки цьому можна добитися мінімального використання запасу пластичності матеріалу заготовки і створення сприятливих умов деформування. При необхідності параметри процесу формозмінення можна змінювати в будь-який момент на кожному переході, і добиватись таким чином заданої шорсткості поверхні, високої точності і високої продуктивності обробки. Для цього розроблена програма, яка дозволяє задавати необхідну траєкторію руху інструменту (рис. 5.15) і, завдяки цьому, повністю обробляти заготовки, як простої, так і складної геометричної форми (рис. 5.16) [325].

Для оцінки впливу напружено-деформованого стану і закономірностей його зміни в осередку деформації на величину використаного ресурсу пластичності із врахуванням впливу немонотонності навантаження, виконані експериментальні дослідження процесу ротаційної витяжки кінцевих деталей із листових заготовок діаметром $d=80\text{мм}$ і товщиною $\delta=1\text{мм}$ із сталі 10. В якості робочого інструменту, який забезпечує задану геометрію і розміри деталі, використовували деформуючий ролик діаметром $D_p=140\text{мм}$ з радіусом робочої поверхні $R=4\text{мм}$ і кінчну оправку. Кут робочого конуса оправки $\alpha_{оп}=30^\circ$, а діаметр верхньої частини, до якої кріпиться заготовка, дорівнює $d_0=32\text{мм}$.

Для вибору раціональних параметрів процесу ротаційної витяжки, при яких забезпечується мінімальне використання запасу пластичності металу заготовки, необхідно мати інформацію про вплив параметрів процесу на величину використаного ресурсу пластичності ψ . Величина ψ залежить як від фізико-механічних характеристик матеріалу заготовки, так і від напружено-деформованого стану в осередку деформації і законів його зміни в процесі пластичної деформації.

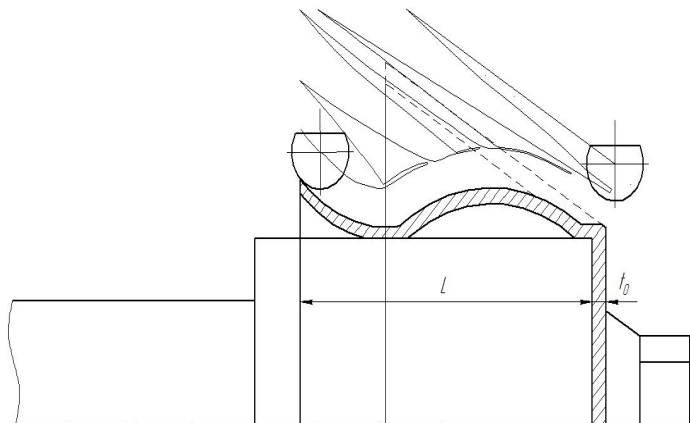
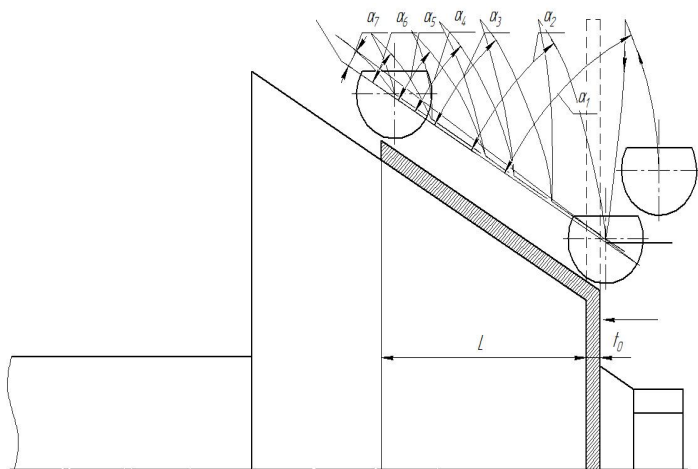


Рис. 5.15. Траєкторії руху деформуючого ролика



Рис. 5.16. Процес ротaційної витяжки та заготовка складної геометричної форми отримана ротaційною витяжкою

Оскільки при ротаційній витяжці листових заготовок має місце немонотонна пластична деформація, то для оцінки інтенсивності накопичення пошкоджень використовували розрахунковий апарат розглянутий в п. 5.1.

Для побудови траєкторій навантаження в координатах ϵ_u , η , μ_σ , а також для розрахунків величини використаного ресурсу пластичності ψ використовували інформацію про напружено-деформований стан в осередку пластичної деформації, отриману після розв'язку задачі методом скінчених елементів. Розрахунки виконані для листової заготовки діаметром $d=80\text{мм}$ і товщиною $\delta=1\text{мм}$ із сталі 10 і деформуючого ролика діаметром $D_p=140\text{мм}$ з радіусом робочої поверхні $R=4\text{мм}$.

Розв'язок даної задачі виконано в пакеті динамічного кінцево-елементного аналізу LS-DYNA.

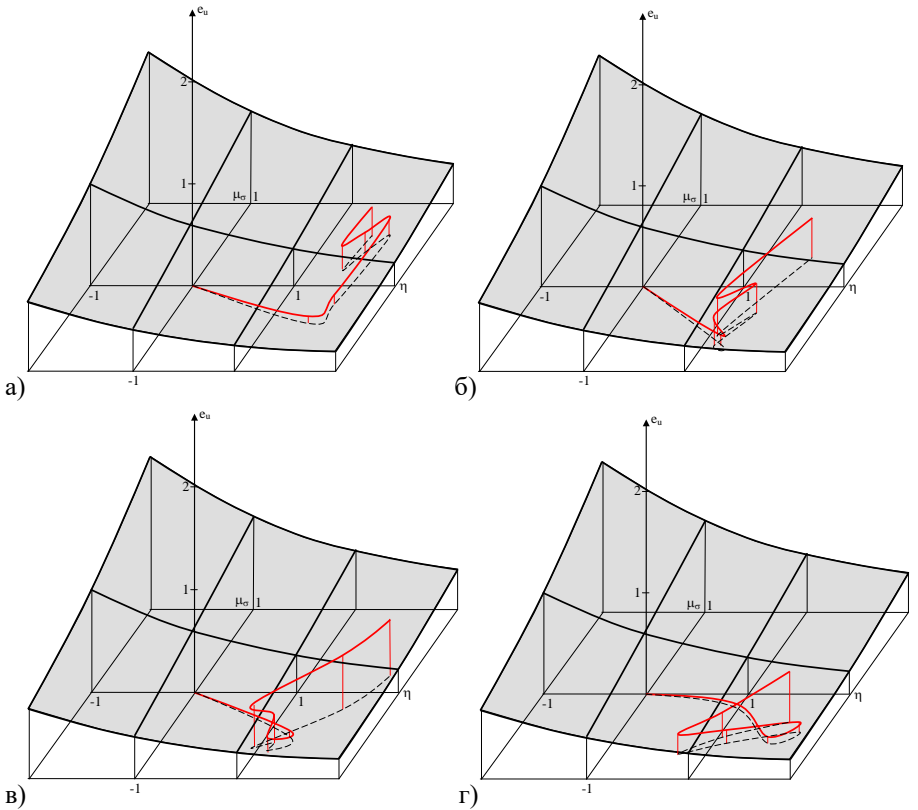


Рис. 5.17. Поверхні граничних деформацій для сталі 10 і траєкторії деформування для точок з початковим радіусом: а) $r_0=20\text{мм}$, б) $r_0=25\text{мм}$, в) $r_0=30\text{мм}$, г) $r_0=35\text{мм}$

Для тонколистового металу заготовку моделювали оболонкою із заданням в SECTION_SHELL в якості формулювання елементів оболонки опції ELFORM=16 для повноінтегруемого оболонкового елемента. В якості матеріалу заготовки вибрана модель MAT_POWER_LAW_PLASTICITY

$$\sigma = B\varepsilon^m$$

де ε , B , m – коефіцієнти ступеневого закону.

Для недеформуємих елементів і інструменту вибрана модель “MAT_RIGID” (E, μ).

Контакт описувався опцією CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE, яка реалізує контактний алгоритм по методу штрафів.

Поверхню граничних деформацій $\varepsilon_p(\eta, \mu\sigma)$ для сталі 10 і траєкторії навантаження точок заготовки з початковими координатами $r_0=20\text{мм}$, $r_0=25\text{мм}$, $r_0=30\text{мм}$, $r_0=35\text{мм}$ приведені на рис. 5.17. При побудові цих траєкторій використовували інформацію про напружено-деформований стан і закономірності його зміни в точках, що розглядаються, отриману після розв’язку задачі методом скінчених елементів.

Величину використаного ресурсу пластичності розраховували для точок заготовки з початковими координатами $r_0=20\text{мм}$, $r_0=25\text{мм}$, $r_0=30\text{мм}$, $r_0=35\text{мм}$. В результаті розрахунків отримані наступні значення використаного ресурсу пластичності: для точок з початковими радіусами $r_0=20\text{мм}$ - $\psi_{(20)}=0,21$; при $r_0=25\text{мм}$ - $\psi_{(25)}=0,30$; при $r_0=30\text{мм}$ - $\psi_{(30)}=0,37$; при $r_0=35\text{мм}$ - $\psi_{(35)}=0,33$. Такі розбіжності між чисельними значеннями ψ в точках, що розглядаються, обумовлені різними умовами протікання пластичної деформації в цих точках, що і впливає із виду траєкторій навантаження, приведених на рис. 5.17.

ВИСНОВКИ

На основі моделі тіла, що анізотропно зміцнюється, запропонованої Г. Бакаузом і Г. Д. Делем розроблено розрахунковий апарат, який дозволяє враховувати вплив немонотонності навантаження на значення компонент девіатора напружень. Запропоновано метод розрахунку компонент направляючого тензора прирощень деформацій, який дозволяє підвищити точність розрахунку компонент тензора пошкоджень і отримати достовірну оцінку використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні на основі тензорної моделі процесу накопичення пошкоджень. Розроблено метод оцінки величини використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні, в якому для описання векторних властивостей процесу накопичення пошкоджень використана тензорна модель, а скалярні властивості пластичності описані поверхнею граничної пластичності і кривою течії металу. Встановлено, що при немонотонному навантаженні при будь-якому значенні ступеню деформації перед зломом двохланкової траєкторії навантаження завжди існує такий кут зламу, при якому величина граничної деформації приймає максимальне значення.

На інтенсивність накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації основний вплив здійснює величина кута зламу траєкторії навантаження. Встановлено вплив кривизни траєкторії деформацій на закони зміни компонент девіатора напружень, а також встановлено, що довжина сліду запізнення залежить від фізико-механічних характеристик матеріалу і практично не залежить від виду напруженого стану. Отримали подальший розвиток методи оцінки формозмінення металів при складному навантаженні. Для оцінки граничного формозмінення при пластичній деформації металів в умовах об'ємного напруженого стану запропоновані деформаційні критерії, які дозволили значно підвищити точність визначення величини використаного ресурсу пластичності в процесах холодного об'ємного штампування.

Метод оцінки впливу неоднорідності розподілу пластичних деформацій на пластичність металу з врахуванням комплексного впливу схеми напруженого стану і градієнта ступеню пластичної деформації дозволяє більш точно оцінити вплив неоднорідності на пластичність металу. Якщо розглядати процеси пластичного деформування в просторі: накопичена деформація - безрозмірні показники напруженого стану, то в умовах складного навантаження накопичення пошкоджень або їх заліковування залежить від швидкості накопичення пошкоджень. Встановлено, що немонотонність навантаження, яка має місце при радіальному видавлюванні циліндричних заготовок з подальшою осадкою, значно впливає на характер кривих, які описують залежність компонент тензора напружень від ступеня деформації. Також встановлено, що оптимальними є умови видавлювання, при яких діаметр фланцю, отриманого після радіального видавлювання, складає 60-70% від кінцевого діаметра фланця, отриманого після осадки. Встановлено, що отримання виробів шляхом послідовних операцій пластичного формозмінення має широкі можливості підвищення якості готової продукції. Встановлено, що при прямому

видавлюванні спеченої пористої заготовки з мідного порошку ПМС-1 має місце немонотонність навантаження. Запропонована методика оцінки використаного ресурсу пластичності пористих тіл при немонотонній деформації. Виконані дослідження пластичності металу при немонотонному навантаженні, яке має місце при радіальному видавлюванні з подальшою осадкою пористих заготовок. Встановлено, що ефективність процесу суттєво залежить від ступеню використання запасу пластичності ψ в кінці процесу поперечного видавлювання. Чим це значення менше, тим більший ступінь деформації можна отримати при подальшій осадці. При дослідженні деформовності заготовок при радіальному видавлюванні з протитиском, що створюється пластичним середовищем, величина використаного ресурсу пластичності в самій небезпечній точці не перевищувала $\psi \leq 0,6$. Застосування пластичного середовища для створення протитиску дозволило усунути багато труднощів ущільнення, які виникають при використанні рідини, а із результатів розрахунків витікає, що при використанні твердого тіла з низькою границею текучості, створюваний протитиск близький до гідростатичного.

Розв'язок задачі оцінки ефекту зміцнення анізотропно зміцнюваного тіла реверсивним навантаженням в умовах лінійного напруженого стану і зсуву показав, що для сталі 45 і сталі 40Х можна збільшити умовну границю текучості відносно початкової границі текучості майже на 50%. Отримане рішення кінетичного рівняння, яке задовільно описує процес накопичення пошкоджень при поверхневій пластичній деформації. Запропоновано метод вібраційної зміцнювальної обробки проволочи вільними обробними тілами, в якості яких використані сталеві кульки. На основі наближеного розв'язку крайової задачі теорії пластичності і задачі прикладної теорії деформовності запропонована методика оцінки оптимального значення ступеня деформації поверхневого шару, при якій забезпечується необхідна технологічна спадковість обробленої проволочи. Пластична деформація поверхневого шару проволочи при вібраційній обробці сталевими загартованими кульками дозволяє отримати сприятливу схему напруженого стану, обумовлену стискаючими залишковими напруженнями, а також зміцнення поверхневого шару при мінімальному використанні запасу пластичності. Схема напруженого стану в пластично деформованому шарі практично не залежить від матеріалу проволочи при умові, що радіуси кульок набагато менше радіуса проволочи. Встановлено, що для отримання якісного поверхневого шару деталі після вібраційної зміцнювальної обробки величина використаного ресурсу пластичності не повинна перевищувати значень $\psi \leq (0,45 \dots 0,55)$ і використаний ресурс пластичності досягає максимальних значень на глибині (0,10 ... 0,15) мм від поверхні.

Аналіз впливу низькочастотних акустичних полів на механічні характеристики дроту із сталі 60Х і отримані експериментальні залежності міцності і пластичності сталі 60Х від часу опромінення зразків акустичною хвилею дозволяє встановити область стійкої роботи вібраційно-відцентрової установки. Область стійкої роботи системи не залежить від параметрів електродвигуна, але ці параметри впливають на темп аперіодичного відходу

системи від стаціонарного режиму. При видавлюванні через діагональну матрицю важкодеформуємих жароміцних і тугоплавких матеріалів збільшується пластичність деформованого металу і значно знижуються енергетичні витрати. Вплив властивостей матеріалу на кінематику течії при заковуванні заготовки поршень-шатун показує, що для всього процесу формозмінення більш твердий матеріал при заковуванні виявляє меншу деформацію, як в осьовому, так і в меридіональному напрямках. Дослідження впливу анізотропії механічних властивостей і величини використаного ресурсу пластичності, обумовлених попередньою пластичною деформацією металу, на його пластичність при подальшій пластичній деформації в заданому напрямку підтвердили достовірність тензорної моделі процесу накопичення пошкоджень, яка ґрунтується на гіпотезі про залежність інтенсивності накопичення пошкоджень від чуттєвості пластичності металу до схеми напруженого стану, яка описується поверхнею граничних деформацій, від історії деформування і направляючого тензора прирощень пластичних деформацій. Результати виконаних експериментальних досліджень залишкової пластичності металу попередньо деформованих зразків показали перевагу багатоопераційних технологій, в основі яких лежить немонотонне деформування. Застосування таких процесів сприяє розширенню технологічних можливостей холодного об'ємного штампування за рахунок оптимального використання ресурсу пластичності і геометрії інструменту на кожному переході, а також відновлення запасу пластичності при проміжних відпалах.

Знакозмінна деформація, якій піддається метал в донній частини стакану за рахунок спочатку прямого, а потім зворотного видавлювання металу з технологічного відростку в донну частину, забезпечує зміцнення металу по всьому об'єму стакану та зниження нерівномірності деформації. За рахунок немонотонної пластичної деформації, що з'являється в результаті редукування та наступного радіального видавлювання, відбувається підвищення граничної пластичності металу, зменшення нерівномірності деформації та підвищення ступеню деформації. Методика розрахунку розмірів заготовок бандажних кілець турбогенераторів, що зміцнюються гідро розтягом дозволяє виконувати розрахунок розмірів першочергової групи заготовок бандажних кілець.

На основі теорії Г. Бакхауза – Г. Д. Деля існує можливість вивчення механіки процесів пластичного деформування в умовах складного навантаження при прояві ефекту Баушингера. Розрахунковий апарат, який базується на цій теорії дозволяє оцінити напружений стан в процесах немонотонного деформування.

На основі інформації про напружено-деформований стан в процесах немонотонного деформування даний розрахунковий апарат дозволяє оцінити граничне формозмінення в задачах обробки тиском в умовах об'ємного напруженого стану.

Метод розрахунку використаного ресурсу пластичності заготовок в процесах обробки металів тиском, що супроводжуються складним немонотонним деформуванням, на відміну від існуючих, враховує направлений характер процесу накопичення пошкоджень;

На основі зазначеного розрахункового апарату, що дозволяє оцінити напружено-деформований стан і використаний ресурс пластичності в процесах немонотонного пластичного деформування підтверджується ефект підвищення пластичності металу при немонотонній пластичній деформації.

Розрахунковий апарат оцінки напружено-деформованого стану і використаного ресурсу пластичності заготовок в процесах радіального видавлювання з подальшою осадкою дозволяє робити практичні рекомендації, які дозволяють запобігти браку від руйнування металу і підвищити якість виробів;

Схеми і параметри немонотонного навантаження в процесах зміцнення поверхневого шару проволочки дозволяють отримувати вироби з необхідними механічними характеристиками.

Режими і параметри процесу ротаційної витяжки листових заготовок при виготовленні осесиметричних деталей забезпечують пластичність і стійкість металу заготовок. Практична реалізація вказаних параметрів здійснюється розробленими спеціальними програмами.

Розрахунковий апарат, який базується на основі моделі тіла, що анізотропно зміцнюється, запропонованої Г. Бакаузом, дозволяє враховувати вплив немонотонності навантаження на значення компонент девіатора напружень. Експериментальні залежності для параметра Баушінгера $\beta(e_u)$ і функції $\varphi(e_u - e_u^0)$ дозволяють враховувати спадковий вплив історії деформування на даний стан матеріалу при немонотонній пластичній деформації для сталі 10 і алюмінію АД-1. При цьому кінематичні характеристики процесу пластичної деформації визначаються експериментально-розрахунковим методом координатних сіток.

Методи оцінки використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні на основі тензорної моделі процесу накопичення пошкоджень дозволяють робити розрахунок компонент направляючого тензора прирощень деформацій, що підвищує точність розрахунку компонент тензора пошкоджень.

Метод, в якому для описання векторних властивостей процесу накопичення пошкоджень використана тензорна модель, а скалярні властивості пластичності описані поверхнею граничної пластичності і кривою течії металу використовується для оцінки величини використаного ресурсу пластичності при немонотонному навантаженні.

При немонотоному навантаженні обумовленому зломом двохланкової траєкторії навантаження, величина граничної деформації збільшується із збільшенням кута зламу траєкторії α від значень $\alpha=0$ до $\alpha=(0,6-0,8)$ радіан. При будь-якому значенні ступеню деформації перед зломом траєкторії навантаження завжди існує такий кут зламу, при якому величина граничної деформації приймає максимальне значення.

На інтенсивність накопичення пошкоджень при немонотонній пластичній деформації основний вплив надає величина кута зламу траєкторії навантаження. При певному значенні кута зламу використаний ресурс

пластичності приймає мінімальне значення, яке тим менше, чим менше пластична деформація, що передує зламу.

Методика розрахунку компонент девіатора напружень враховуючи вплив кривизни траскторії деформацій на закони зміни цих компонент показує, що довжина сліду запізнення залежить від фізико-механічних характеристик матеріалу і практично не залежить від виду напруженого стану.

Подальший розвиток методів оцінки деформовності металів при складному навантаженні обґрунтовує вибір безрозмірних інваріантних характеристик напружено-деформованого стану ϵ_u , η , μ_σ . При цьому використовується спрощена методика побудови поверхні граничних деформацій $\epsilon_p(\eta, \mu_\sigma)$.

Деформаційні критерії для оцінки граничного формозмінення при пластичній деформації металів в умовах об'ємного напруженого стану дозволяють значно підвищити точність визначення величини використаного ресурсу пластичності в процесах холодного об'ємного штампування.

Процес проектування технологічних процесів об'ємного штампування видавлюванням може бути представлений у вигляді комплексу взаємодоповнюючих етапів проектування, які виконуються в певній послідовності незалежно від способу деформування і типорозміру штампуємої деталі.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Баххауз Г. Анизотропия упрочнения. Теория в сопоставлении с экспериментом. *Известия АН СССР. Механика твердого тела*. 1976. № 6. С. 120- 129.
2. Дель Г. Д. Пластичность деформированного металла. *Физика и техника высоких давлений*. 1982. №11. С. 28 - 32.
3. Дель Г. Д. Технологическая механика. *Машиностроение*. 1978. 174 с.
4. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении. *УМК ВО*. 1989. 150 с.
5. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. *Выща школа*. 1983. 175 с.
6. Алиев И. С. Технологические возможности новых способов комбинированного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1990. №2. С. 7–10.
7. Михалевич В. М. Модель накопления повреждений для тел с начальной и деформационной анизотропией. *Металлы*. 1993. №5. С. 144 - 151.
8. Сивак Р. И., Огородников В.А., Сивак И. О. Оценка пластичности металла при холодном двухэтапном деформировании / *Вісник Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»*. Серія «Машинобудування». 2016. №3 (78). С. 96-100.
9. Сивак И.О. Поверхность предельной пластичности. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. 2003. С. 272 – 274.
10. Огородников В. А., Архипова Т. Ф., Деревенько И. А. Оценка пластичности деформированного металла. *Обработка материалов давлением*. 2016. №1. С. 109-113.
11. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень. "УНІВЕРСУМ - Вінниця". 1998. 195 с.
12. Михалевич В. М., Добранюк Ю. В., Краєвський О. В. Порівняльне дослідження моделей граничних пластичних деформацій. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2018. № 2(8). С. 56-64.
13. Kraievskiy V. Mykhalevych V., Sawicki D., Ostapenko O. Modeling of the materials superplasticity based on damage summation theory. *Proc. SPIE 10808, Photonics Applications in Astronomy, Communications, Industry, and High-Energy Physics Experiments*, (2018) 108084S (1 October 2018).
14. Kraievskiy V. O., Mykhalevych V. M., Dobranyuk Y. V., Sawicki D., Mussabekov K. Selection of optimal path of strain rate change in the process of multistage hot deformation under the condition of the equal duration of stages. *Proc. SPIE 10808, Photonics Applications in Astronomy, Communications, Industry, and High-Energy Physics Experiments*, (2018), 108084T (1 October 2018).
15. Дель Г. Д. Деформируемость материалов с анизотропным упрочнением. Прикладные задачи механики сплошных сред. *Воронеж: Изд-во ВГУ*, 1988. 152 с.

16. Дель Г. Д. Модель разрушения пластичных материалов. *Теоретичні і прикладні задачі обробки металів тиском та автотехнічних експертиз: міжнар. наук.-техн. конф.: тези допов.* Вінниця. 2011. С. 28-29.

17. Огородников В. А., Киселёв В. Б., Сивак И. О. Энергия Деформации. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы). *УНІВЕРСУМ-Вінниця*. 2005. 204 с.

18. Грушко О. В., Огородников В. А., Слободянок Ю. О. Деформовність маловуглецевого дроту в процесі його багатоступінчастого холодного волочіння. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2019. №3. С. 103-110.

19. Огородников В. А., Сивак И. О. Влияние гидростатического давления на пластичность при сложном нагружении. *Физика и техника высоких давлений*. 1983. №11. С. 33 - 37.

20. Огородников В. А., Архіпова Т. Ф., Макаров В. А., Сухоруков С. І. Штамповка листових заготовок та створення безпечних конструкцій. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2019. № 2. С. 65-71.

21. Огородников В. А., Губанов А. В., Поліщук Л. К. Енергія зношування поверхонь тертя деталей машин. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2018. №2. С. 80-84.

22. Огородников В. А., Деревенько И. А., Сивак Р. И. О влиянии кривизны траекторий деформирования объема материала при обработке давлением на его пластичность в условиях сложного нагружения. *Фізикохімічна механіка матеріалів*. 2018. Том 54, №3. С. 37-42.

23. Огородников В. А., Деревенько И. А., Алиева Л. И. Ресурс пластичности металлов при холодном объёмном формоизменении. *Вінниця: ВНТУ*. 2016. 176 с.

24. Огородников В. А., Грушко А. В., Деревенько И. А. Моделирование процессов обработки давлением на основе гипотезы о силовом и кинематическом подобии параметров деформирования. *Обработка металлов давлением*. 2012. №4(34). С. 46–52.

25. Огородников В. А., Гречанюк М. С., Поляков А. П. Енергетичний критерій зносу сідлово-зчіпного пристрою. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2017. №1. С. 67-76.

26. Огородников В. А., Сивак И. О., Сивак Р. И. Моделирование процессов немонотонной пластичной деформации. *Контроль і управління в складних системах*. 1999. Том 1. С. 195-197.

27. Огородников В. А., Архіпова Т. Ф. Енергія деформації транспортних засобів в умовах дорожньо-транспортних пригод. *Наукові праці ВНТУ*. 2020. №3. С. 1-6.

28. Titov A. V., Mykhalevych V. M., Popiel P., Mussabekov K. Statement and solution of new problems of deformability theory. Proc. SPIE 10808, *Photonics Applications in Astronomy, Communications, Industry, and High-Energy Physics Experiments*, (2018), 108085E (1 October 2018).

29. Тітов А. В., Михалевич В. М. Аналітичне розв'язання основної задачі теорії деформовності. *Обработка материалов давлением*. 2017. №2(45). С. 3–10.

30. Штерн М. Б., Сердюк Г. Г., Максименко Л. А., Трухан Ю. В., Шуляков Ю. М. Феноменологические теории прессования порошков. *Наукова думка*. 1982. 140 с.

31. Штерн М. Б., Михайлов О. В., Михайлов А. О. Узагальнена континуальна модель пластичності порошкових та пористих матеріалів. *Порошкова металургія*. 2021. № 1/02. С. 27-44.

32. Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Подрезов Ю. М., Євич Я. І., Мазур П. В. Вплив режимів прокатки на властивості композитів із порошків алюмінію та наночастинок SiC, TiC, AlB₁₂. *Порошкова металургія*. 2021. № 1/02. С. 45-56.

33. Рудь В. Д., Христинец Н. А., Рудь Н. Т. Вібраційне формування фільтрувальних матеріалів з використанням порошків шламів легованої сталі та сапоніту. *Порошкова металургія*. 2019. № 1/12. С. 3-12.

34. Бейгельзімер Я. Ю., Павленко Д. В., Синков О. С., Давиденко О. А. Ефективність гвинтової екструзії як методу ущільнення порошкових матеріалів. *Порошкова металургія*. 2019. № 01/02. С. 10-18.

35. Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Вдовиченко О. В., Подрезов Ю. М., Гадзира М. П., Євич Я. І. Вплив режимів деформування на структуру та властивості порошкових композитів системи Al–Mg–X. III. Вплив вмісту нанопорошку SiC та деформаційної обробки на властивості порошкового композиту на основі сплаву AlMg5. *Порошкова металургія*. 2018. № 09/10. С. 3-11.

36. Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Подрезов Ю. М., Євич Я. І., Коваль О. Ю., Потіпака Є. О. Вплив режимів деформування на структуру та властивості порошкових композитів системи Al–Mg–X. II. Високолеговані порошкові матеріали системи Al–Mg. *Порошкова металургія*. 2018. № 07/08. С. 25-50.

37. Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Вдовиченко О. В., Подрезов Ю. М., Гадзира М. П., Євич Я. І. Вплив режимів деформування на структуру та властивості порошкових композитів системи Al–Mg–X. I. Вплив умов прокатки на механічні властивості алюмінієвих порошкових стрічок, зміцнених наночастинками SiC. *Порошкова металургія*. 2018. № 05/06. С. 11-20.

38. Гогаєв К. О., Барабаш В. А., Демидик О. М., Биков О. І., Варченко В. Т., Сироватка В. Л. Зносостійкі високотемпературні композиційні підшипники ковзання на основі алюмінідів титана. *Порошкова металургія*. 2018. № 03/04. С. 77-82.

39. Гогаєв К. О., Воропаєв В. С., Подрезов Ю. М., Луговський Ю. Ф., Назаренко В. А., Коваль О. Ю., Євич Я. І. Механічні та втомні властивості деформованих порошкових титанових стрічок, отриманих асиметричною прокаткою. *Порошкова металургія*. 2017. № 01/02. С. 69-77.

40. Штерн М. Б., Каргузов Є. В. Особливості виникнення і поширення ударних хвиль у високопористих матеріалах. *Порошкова металургія*. 2016. № 03/04. С. 13-22.

41. Yan Beygelzimer, Roman Kulagin, Yuri Estrin, Laszlo S. Toth, Hyoung Seop Kim, Marat I. Latypov. Twist extrusion as a potent tool for obtaining advanced engineering materials. *Advanced engineering materials*. 2017/8. Volume 19. Issue 8. P. 1600873.

42. Бейгельзимер Я. Е., Варюхин В. Н., Орлов Д. В., Сынков С. Г. Винтовая экструзия – процесс накопления деформаций. *Фирма ТЕАН*. 2003. 87 с.
43. Yan Beygelzimer, Roman Kulagin, Laszlo S Toth, Yulia Ivanisenko. The self-similarity theory of high pressure torsion. *Beilstein journal of nanotechnology*. 2016/9/7. Issue 1. P. 1267-1277.
44. Baltov A., Sawchuk A. A rule of anisotropic hardening. *Acta Mechanica*. 1965. Vol. 1, № 2. P. 81 - 92.
45. Backhaus G. Zur analytischen Darstellung des Materialverhaltens im plastischen Bereich. *ZAMM*. 1971. №51. P. 471-477.
46. Хван Д. В., Томилов Ф. Х., Корольков В. И. Экспериментальная механика конечных деформаций. *ЭЛИСТ*. 1996. 248 с.
47. Надаи А. Пластичность и разрушение твёрдых тел. *Издательство ИЛ*. 1954. Т.1. 647 с.
48. Надаи А. Пластичность и разрушение твёрдых тел. *Издательство ИЛ*. 1969. Т.2. 863 с.
49. Красовский А. Я. Хрупкость металлов при низких температурах. *Наук. думка*. 1980. 340 с.
50. Cockcroft M. G., Latham D. J. Ductility and workability of metals. *J Inst Metals*. 1968. Т. 96. №1. P. 33-39.
51. Oh S. I., Chen C. C., Kobayashi S. Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing - part 2: workability in extrusion and drawing. *Journal of Engineering for Industry*. 1979. Т. 101. №1. P. 36-44.
52. Боткин А. В., Валиев Р. З. Оценка поврежденности металла при холодной пластической деформации с использованием модели разрушения Кокрофта-Латама. *Деформация и разрушение металлов*. 2011. №7. С. 17-22.
53. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. *Машиностроение*. 1968. 272 с.
54. Пластичность и разрушение. В. Л. Колмогоров, А. А. Богатов, Б. А. Мигачёв и др. *Металлургия*. 1977. 336 с.
55. Ильюшин А. А., Победря Б. Е. Основы математической теории термовязкоупругости. *Наука*, 1970. 280 с.
56. Дель Г. Д., Огородников В. А., Нахайчук В. Г. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением. *Изв. вузов. Машиностроение*. 1975. №4. С. 135- 140.
57. Розенберг О. А., Огородников В. А., Чернявский А. В., Лопатенко С. Г. Обработка чугунов деформирующим протягиванием. *Труды Ежегодной Междунар. Науч.-техн. конф. «Прогрессивные технологии в машиностроении» (ТЕХНОЛОГИЯ-2000)*. – Киев – Одесса: АТМ Украины. 2000. С. 209-212.
58. Дель Г. Д., Томилов Ф. Х., Богомолов Ю. С. Пластичность металлов при немонотонном деформировании. *Изв. ВУЗов. Чёрная металлургия*. 1982. №6. С.34-37.
59. Менсон С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость. *Машиностроение*. 1974. 344 с.

60. Богатов А. А. Теория разрушения металлов при обработке давлением. *Обработка металлов давлением*. 1982. С. 15-23.

61. Мишулин А. А., Михалевиц В. М. Совершенствованиековки на основе описания деформационной анизотропии пластичности. Оптимизацияковки на автоматизированных ковочных комплексах. *ЦНИИТМАШ*. 1982. №173. С. 144 - 161.

62. Важенцев Ю. Г., Исаев В. В. Оценка влияния истории нагружения на пластичность металлов. *Обработка металлов давлением*. 1982. Вып. 9. С. 77-81.

63. Onate E. Advances of Finite Element Methods and Particle Based Methods for Metal forming processes. *Steel research Int., Special Edition: 10 Int. Conf. on Tech. of Plast., ICTP11*. 2011. P. 43–48.

64. Johnson G. R., Cook W. H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strain, strain rates, temperatures, pressures. *Eng. Frac. Mech.* 1985. № 21. P. 31–48.

65. Wierzbicki T., Bao Y., Lee Y.-W., Bai Y. Cflibration and evaluation of seven fracture models. *Int. J. Of Mechanical Sciences*. 2005. № 47. P. 719–743.

66. Колмогоров В. Л. Механика обработки металлов давлением. *Изд-во Уральського ГТУ*. 2001. 836 с.

67. Власов А. В. Методика прогнозирования механических свойств материала после холодной деформации по результатам математического моделирования. *Обработка материалов давлением*. 2013. №1 (34). С. 72-78.

68. Волокітін І. Е., Панін Е. А., Волокітін А. В. Вивчення деформованого стану при пластичній обробці методом кручення під високим тиском. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2 (49). С. 47-54.

69. Хван А. Д., Хван Д. В., Попов А. В., Токарев А. В. Влияние механо-термической обработки на снижение балла карбидной неоднородности. *Кузнечно-штамповочное производство*. 2008. №8. С. 29-30.

70. Ишлинский А. Ю. Общая теория пластичности с линейным упрочнением. *Украинский математический журнал*. 1954. Т. 6. № 3. С. 314-325.

71. Кадашевич Ю. И., Новожилов В. В. Теория пластичности, учитывающая остаточные микронапряжения. *ПММ*. 1958. Т. 22, вып. 1. С. 78-79.

72. Новожилов В. В., Кадашевич Ю. И. Микронапряжения в конструкционных материала. *Машиностроение*, 1990. 223 с.

73. Арутюнян Р. А., Вакуленко А. А. О многократном нагружении упругопластичной среды. *Известия АН СССР. Механика и машиностроение*. 1965. № 4. С. 53 - 61.

74. Данилов В. Л. К формулировке закона деформационного упрочнения. *Известия АН СССР. Механика твердого тела*. 1971. № 6. С. 146- 150.

75. Baltov A., Sawchuk A. A rule of anisotropic hardening. *Acta Mechanica*. 1965. Vol. 1, № 2. P. 81 - 92.

76. Leila Aliieva, Natalia Hrudkina, Igramotdin Aliiev, Iaroslav Zhbankov, Oleg Markov. Effect of the tool geometry on the force mode of the combined radial-

direct extrusion with compression. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies.Engineering technological systems*. 2020. Vol. 2, N 1 (104). P. 15–22.

77. Kalyuzhnyi V. L., Aliieva L. I., Kartamyshev D. A., Savchinskii I. G. Simulation of Cold Extrusion of Hollow Parts. *Metallurgist*. Sept. 2017. Volume 61, Issue 5-6. P. 359-365.

78. N. Hrudkina, L. Aliieva, O. Markov, D. Kartamyshev, S. Shevtsov, M. Kuznetsov. Modeling the process of radial-direct extrusion with expansion using a triangular kinematic module. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, (2020). 3/1 (105). P. 17–22.

79. Алиева Л. И. Совершенствование процессов комбинированного выдавливания. *ДГМА*. 2018. 354 с.

80. Ogorodnikov V., Derevenko I., Sivak R. On the Influence of Curvature of the Trajectories of Deformation of a Volume of the Material by Pressing on Its Plasticity Under the Conditions of Complex Loading. *Materials Science*. 2018. Volume 54, Issue 3. P. 326–332.

81. Kaliuzhnyi V. L., Potiatynuk A. M. Analysis of Schemes of Cold Extrusion of Axisymmetric Hollow Parts. *Scientific Notes. Inter higher education institutions bulletin*. 2017. № 59. P. 137-143.

82. Aliieva L., Aliiev I., Kartamyshev D. Combined Radial-forward Extrusion of Hollow Parts Like Cups. *XVIII International Scientific Conference 'New Technologies and Achievements in Metallurgy, Material Engineering, Production Engineering and Physics'*. Series: Monografie. Czestochowa, 2017. № 68. P. 108–113

83. Yan Beygelzimer, Roman Kulagin, Yuri Estrin. Severe plastic deformation as a way to produce architected materials. *Architected materials in nature and engineering*. 2019. P. 231-255.

84. Каложный В. Л., Алиева Л. И., Горностай В. Н. Определение усилий извлечения пуансона из деформированной заготовки и выталкивания заготовки из матрицы при холодном выдавливании полых изделий с разной степенью деформации. *Обработка материалов давлением*. 2016. №1. С. 92-99.

85. Markov O., Zlygoriev V., Gerasimenko O., Hrudkina N., Shevtsov S. Improving the quality of forgings based on upsetting the workpieces with concave facets. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. 5, 1(95). p. 18-24.

86. Алиева Л. И., Чучин О. В., Гнездилов П. В. Способы снижения сил деформирования при холодном выдавливании. *Вестник Херсонского национального технического университета*. – 2016. - №1 (56). – С. 18-23.

87. Алиева Л. И., Грудкина Н. С., Крюгер К. Моделирование процесса радиально-обратного выдавливания полых деталей. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2017. №1 (79). С. 91-99.

88. Pepelnjak T., Milutinović M., Plančak M., Vilotić D., Randjelović S., Movrin D. The Influence of Extrusion Ratio on Contact Stresses and Die Elastic Deformations in the Case of Cold Backward Extrusion. *Strojnikivestnik Journal of Mechanical Engineering*. 62, 1. P. 41-50.

89. Васильєва Л. В., Тарасов О. Ф., Єфремов М. О. Зниження трудомісткості автоматизованої обробки зображень мікроструктур металів на основі застосування сіток. *Наук. пр. Донецького національного технічного університету. Серія: Обчислювальна техніка та автоматизація*. 2018. Том 1. №31. С. 53-61.

90. Beygelzimer Y. E., Pavlenko D. V., Synkov O. S., Davydenko O. O. The efficiency of twist extrusion for compaction of powder materials. *Powder Metallurgy and Metal Ceramics*. 2019/6. Volume 58. Issue 1. P. 7-12.

91. Разуваев Е. И., Капитаненко Д. В., Выдумкина С. В., Якушева Н. А. Холодная пластическая деформация в процессах обработки металлов давлением. *Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением*. 2016. № 3. С. 19–25.

92. Алиева Л. И. Процессы комбинированного пластического деформирования и выдавливания. *Обработка материалов давлением*. 2016. №1. С. 100-108.

93. Матвийчук В. А., Алиев И. С. Совершенствование процессов локальной ротационной обработки давлением на основе анализа деформируемости металлов. *Краматорск: ДГМА*. 2009. 268 с.

94. Алиева Л. И. Моделирование процесса комбинированного выдавливания фланцев на полых деталях. *Journal of Mechanical Engineering NTUU "Kyiv Polytechnic Institute"*. 2016/7/1. Том 1. №76. С. 20-30.

95. Михалевич В. М., Матвийчук В. А., Бубновська І. А. Оцінка деформовності матеріалу заготовок при вальцюванні. *ТЕХНІКА, ЕНЕРГЕТИКА, ТРАНСПОРТ АПК*. 2021. № 2(113). С. 56-64.

96. Михалевич В. М., Добрянюк Ю. В., Краєвський О. В. Порівняльне дослідження моделей граничних пластичних деформацій. *Вісник машинобудування та транспорту*. 2018. № 2(8). С. 56-64.

97. Калужный В. Л., Олександренко Я. С., Куликов И. П. Холодная гибка стальных прямоугольных труб в трубогибе с проточкой специального профиля на фасонном валке. *Вісник НТУ «ХПИ». Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії*. 2016. № 31. С. 36-41.

98. Алиева Л. И. Процессы комбинированного пластического деформирования и выдавливания. *Обработка материалов давлением*. 2016. №1 (42). С. 100-108.

99. Михалевич В. М., Тютюнник О. І., Крупський Я. В. Використання СКМ Maple для проектування навчальних задач із застосування симплекс-методу. *Вісник Вінницького політехнічного інституту*. 2017. № 1. С. 106–117.

100. Блюменштейн В. Ю., Махалов М. С. Наследование остаточных напряжений поверхностного слоя в процессах поверхностного пластического деформирования. *Весці нацыянальнай акадэміі навук Беларусі. Серыя фізіка-тэхнічных навук*. 2015. №3. С. 41-48.

101. Абхари П. Б., Сивак Р. И., Таган Л. В., Малий К. В. Моделирование процесса закрытого радиального выдавливания фланца с редуцированием. *Обработка материалов давлением*. 2017. №2 (45). С. 17-21.

102. Сивак И. О., Сивак Р. И., Алиев И. С. Деформируемость заготовок при радиальном выдавливании с контурной осадкой. *Механика деформируемого твердого тела и обработка металлов давлением*. 2000. С. 278-284.

103. Сивак Р. И. Накопичення пошкоджень при імпульсному пластичному деформуванні поверхневого шару. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2017. №2 (85). С. 47-50.

104. Sivak R. Evaluation of metal plasticity and research of the mechanics of pressure treatment processes under complex loading. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2017. 6/7 (90). P. 34-41.

105. Сивак Р. И., Гунько І. В., Залізник Р. О. Застосування ліній току при визначенні кінематичних характеристик в стаціонарних процесах пластичної течії металу. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2021. №2 (101). С. 92-98.

106. Сивак І. О. Оцінка деформуємості пористих тіл при обробці тиском. *Вісник ВПІ*. 1994. №1(2). С. 79-82.

107. Sivack I. O., Sakharov D. V., Babjuck T. I., Sivack R. I. The Determination of Prouisity Functions for Sintering Powder Materials. *Optimum Technologies, Technologic Systems and Materials in the Machines Building Field*. 1998. TSTM-4. P. 170-175.

108. Бейгельзімер Я. Ю., Кулагін Р. Ю., Естрін Ю. З., Давиденко О. А., Пилипенко А. М. Мікровиробництво методами інтенсивної пластичної деформації. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2 (49). С. 87-90.

109. Сивак І.О. Оцінка деформуємості пористих тіл. *Матеріали міжнародного семінару "Реологічні моделі та процеси деформування пористих і композиційних матеріалів"*. 1999. С. 37-40.

110. Алиев И. С. Технологические процессы холодного поперечного выдавливания. *Кузнечно-штамповочное производство*. 1988. №6. С. 1-4.

111. Сивак Р. И. Поверхность предельных деформаций материала основы пористого спечённого материала на основе меди. *Совершенствование процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении*. 2002. С. 205-208.

112. Коцюбовская Е. И., Сивак И. О., Алиева Л. И., Куценко С. В. Оценка деформируемости заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением. *Обработка материалов давлением*. 2008. №1 (19). С. 29-33.

113. Алиева Л. И., Титов А. В., Корденко М. Ю. Моделирование процессов поперечного бокового выдавливания. *Обработка материалов давлением*. 2019. №1 (48). С. 35-44.

114. Сивак И. О. Пластичность металлов при холодной пластической деформации. *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні*. 2000. С. 168-171.

115. Сивак Р. И., Рекечинський В. І. Особливості пластичної деформації при немонотонному деформуванні. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2019. 2 (91). С. 34-41.

116. Сивак Р. И. Визначення кінематики деформування на основі сплайн-апроксимацій. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2020. № 2 (97). С. 101-107.

117. Шевчук Е. І., Сивак Р. І., Сухоруков С. І. Оцінка використаного ресурса пластичності металу при ротаційній витяжці конічних заготовок. *Обработка материалов давлением*. 2016. 2(43). С. 93-97.

118. Алієва Л. І., Калюжний В. Л., Картамишев Д. О., Моїсєєва А. М., Сивак Р. І. Дослідження напружено-деформованого стану порожнистих виробів при комбінованому видавлюванні з роздачею. *Обработка материалов давлением*. 2019. 2(49). С. 114-122.

119. Алиева Л. И., Сивак Р. И., Коцюбовская К. И., Сухоруков С. И. Деформируемость заготовок при радиальном выдавливании с противодавлением. *Обработка материалов давлением*. 2018. 2(47). С. 96- 104.

120. Сивак Р. І., Гунько І. В., Залізник Р. О. Застосування ліній току при визначенні кінематичних характеристик в стаціонарних процесах пластичної течії металу. *Вібрації в техніці та технологіях*. 2021. № 2 (101). С. 92-98.

121. Афтаназів І. С., Шевчук Л. І., Строган О. І. Підвищення довговічності торсійних валів та довгомірних деталей поверхневим пластичним деформуванням. *ScienceRise*. 2016. Том 4. №2 (21). С. 37-43.

122. Афтаназів І. С., Шевчук Л. В., Строган О. І., Струтинська Л. Р. Підвищення міцності та надійності барабанів коліс літаків зміцнювальною обробкою. *Авиационно-космическая техника и технология*. 2018. №5. С. 47–57.

123. Афтаназів І., Шевчук Л., Строган О., Струтинська Л., Строган І. Підвищення довговічності циліндричних деталей колісних візків залізничних вагонів. *Mechanics and Advanced Technologies*. 2021. Том 5. №1. С. 136-145.

124. Калюжний В. Л., Алиева Л. И., Потятыник А. Н. Расчетно-экспериментальное исследование холодного прямого выдавливания по схеме" заготовка за заготовкой. *Проблемы черной металлургии и материаловедения*. 2019. №1. С. 29-34

125. Mykhalevych V., Tyutyunnyk O. Intercomparison the models damage summation hereditary type. *III Всеукраїнська науково-практична Інтернет-конференція «Математика та інформатика у вищій школі: виклики сучасності», (присвячена пам'яті професорів Панкова О. А. і Трохименка В. С.)*. 20-21 травня 2021 року, Вінниця, 2021. – С. 90-93.

126. Матвійчук В. А., Михалевич В. М., Колісник М. А. Оцінка деформовності матеріалу заготовок при прямому і зворотному витискуванні методом штампування обкочуванням. *Міжнародна науково-технічна конференція «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту - 2021»*. ПП «ТД Едельвейс і К». 2021. С. 76-79.

127. Матвійчук В. А., Михалевич В. М., Бубновська І. А., Ковальчук М. Б. Тензорна модель накопичення пошкоджень матеріалу заготовок при вальцюванні за схемами в декілька переходів. *Міжнародна науково-технічна конференція «Перспективи розвитку машинобудування та транспорту - 2019»*. ПП «ТД Едельвейс і К». 2019. С. 86-88.

128. Матвійчук В. А., Михалевич В. М. Моделювання деформівності заготовок на окремих переходах вальцювання. *Матеріали X Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці*

матеріалів тиском і якості фахової освіти». (03.06-07.06.2019р.), Київ – Херсон. 2019. С. 76-77.

129. Михалевич В. М. Математичні моделі граничних деформацій в залежності від виду напруженого стану. *Матеріали ІХ Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти*». (29.05-02.06.2018р.), Київ – Херсон. 2018. С. 98-101.

130. Матвійчук В. А., Михалевич В. М., Бубновська І. А. Оцінка деформованості матеріалу заготовок при вальцюванні за схемами в два і більше переходів. *Матеріали Міжнародної науково-методичної Інтернет - конференції «Проблеми вищої математичної освіти: виклики сучасності*». (17-18.05.2018р.), Вінниця, ВНТУ. 2018. С. 5.

131. Михалевич В. М., Тітов А. В. Розробка методу знаходження аналітичного розв'язку основної задачі теорії деформівності. *Матеріали VIII Міжнародної науково-технічної конференції «Теоретичні та практичні проблеми в обробці матеріалів тиском і якості фахової освіти*». (29.05-02.06.2017р.), Київ – Херсон. 2017. С. 172.

132. Алієва Л. І., Алієв І. С., Грудкіна Н. С., Малій Х. В. Моделювання процесу комбінованого радіально-зворотного видавлювання деталей з фланцем. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 1 (48). С. 23–34.

133. Калюжний В. Л., Левченко В. М. Використання методу балансу потужностей і інженерного методу для аналізу усталеної стадії холодного зворотного видавлювання з роздачою. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 1 (48). С. 45–52.

134. Тітов В. А., Бень А. М. Моделювання технологічного процесу видавлювання заготовок компресорних лопаток. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 1 (48). С. 53–57.

135. Марков О. Є., Злигорев В. М., Житніков Р. Ю., Інчаков Є. В., Різак П. І. Удосконалення процесу осадження чотирипроменевих заготовок з кутом увігнутих граней 150°. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 1 (48). С. 77–81.

136. Фролов Я. В., Дьоміна К. Г., Андреев В. В. Порівняльний аналіз результатів моделювання та оцінки пророблюваності структури сталі 09Г2С в процесі поздовжньої прокатки трубної заготовки Ø 250 мм. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 1 (48). С. 170–177.

137. Патент UA 107950 U, МПК B21K 21/00. Спосіб виготовлення порожнистих виробів типу стакану / Алієва Л. І., Гончарук Х. В., Шкіра О. В., Сивак Р. І. - №201513100; заявл. 30.12.2015; опубл. 24.06.2016, бюл. №12.

138. Патент UA 116545 U, МПК B21J 5/00. Спосіб виготовлення деталей з фланцем / Абхарі Пейман, Алієва Л. І., Сивак Р. І., Єрьоміна А. А. - №201612411; заявл. 06.12.2016; опубл. 25.05.2017, бюл. №10.

139. Огородніков В. А., Архіпова Т. Ф. Вплив динамічного навантаження на енергопоглинання в процесах холодного пластичного деформування. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2 (49). С. 20-25.

140. Пузир Р. Г., Драгобецький В. В., Левченко Р. В., Сіра Ю. Б. Моделювання матеріалу циліндричної заготовки зі звареним швом при обтиску-роздаванні. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2 (49). С. 55-60.

141. Кухар В. В., Нагнібеда М. М. Теоретичне дослідження напруженого стану та розрахунок залишкових напружень при гнутті профілів відкритого перерізу. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. №2 (49). С. 61-70.

142. Алієв І. С., Таган Л. В., Самоглядов А. Д., Махмудов К. Д. Комбіноване зворотно-пряме видавлювання порожнистих конічних деталей. *Обробка матеріалів тиском*. 2019. № 2 (49). С. 98-105.

Р. І. Сивак, В. А. Огородніков, Т. Ф. Архіпова

НЕМОНОТОННА ПЛАСТИЧНА ДЕФОРМАЦІЯ В ПРОЦЕСАХ ОБРОБКИ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

Монографія

Авторське редагування

Технічний редактор

І. Схабовська

Видавець

ТОВ «Меркьюрі-Поділля»

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи

ДК № 4136 від 11.08.2011

Підписано до друку 25.01.2023 р.

Папір офсетний. Гарнітура Times New Roman.

Друк офсетний. Ум.-друк.арк. – 6,32.

Наклад 300 прим. Зам. 11.

Друк ПП Балюк І.Б.

м. Вінниця, вул. Р. Скалецького, 15

Тел./факс: (0432) 52-08-02

E-mail: balyk2@ukr.net