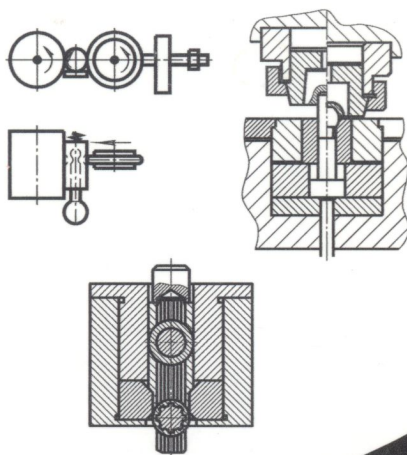


621.7
0-39

В. А. ОГОРОДНІКОВ, В. І. МУЗИЧУК,
О. В. НАХАЙЧУК

**МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ
ХОЛОДНОГО ФОРМОЗМІНЮВАННЯ
З ОДНОТИПНИМИ СХЕМАМИ
МЕХАНІЗМУ ДЕФОРМАЦІЇ**



621.7
0-39

Міністерство освіти і науки України
Вінницький національний технічний університет

В. А. ОГОРОДНІКОВ, В. І. МУЗИЧУК,
О. В. НАХАЙЧУК

**МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ
ХОЛОДНОГО ФОРМОЗМІНЮВАННЯ
З ОДНОТИПНИМИ СХЕМАМИ
МЕХАНІЗМУ ДЕФОРМАЦІЇ**

Монографія

НТБ ВНТУ



454152

621.7

0-39

2007

Огородніков В. А. Механіка процесів холодного

УНІВЕРСУМ-Вінниця
2007

Рецензенти:

І. С. Алієв, доктор технічних наук, професор

І. О. Сивак, доктор технічних наук, професор

В. Ф. Анісімов, доктор технічних наук, професор

Рекомендовано до видання Вченою радою Вінницького національного технічного університету Міністерства освіти і науки України (протокол № 6 від 25.01.2007 р.)

Огородніков В. А., Музичук В. І., Нахайчук О. В.

О 39 Механіка процесів холодного формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації. Монографія. – Вінниця: УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2007. – 179 с.

ISBN 978-966-641-217-4

Монографія присвячена дослідженню і удосконаленню технологічних процесів: заочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса, висадження сферичної головки шатуна, формування внутрішніх шліцьових профілів у трубних заготовках методом обтиснення на профільних оправках (метод "охоплюючого" протягування), які поєднують однотипні схеми механізму деформації (деформації стиску і деформація розтягу), а також спосіб формоутворення – холодне пластичне деформування.

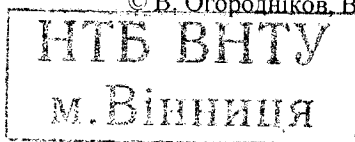
Для інженерно-технічних і наукових працівників, що займаються обробкою металів тиском, викладачів, аспірантів і студентів.

УДК 621.774: 621.919

454 152

ISBN 978-966-641-217-4

© В. Огородніков, В. Музичук, О. Нахайчук, 2007



ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ.....	6
ВСТУП.....	7
1. ТЕХНОЛОГІЧНІ ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ З ОДНОТИПНИМИ СХЕМАМИ МЕХАНІЗМУ ДЕФОРМАЦІЇ... 9	9
1.1. Процеси обкочування труб холодного розкочування прецизійних заготовок і кільцевих деталей.....	9
1.2. Деформуємість заготовок в процесі обробки металів тиском.....	12
1.2.1. Діаграми пластичності.....	13
1.2.2. Критерії деформуємості.....	17
1.2.3. Оцінка деформуємості заготовок за допомогою критеріїв деформуємості.....	19
1.3. Технологічний процес заковчування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.....	20
1.3.1. Технологічний процес заковчування пари поршень- шатун.....	20
1.3.2. Напружено-деформований стан при заковчуванні пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса.....	25
1.4. Холодне об'ємне висадження сферичних заготовок.....	29
1.5. Нові процеси обробки тиском з механізмом деформацій: деформації стиску і деформація розтягу.....	30
1.6. Відновлення пластичності відпалом після холодної деформації.....	34
2. ФОРМУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПАСПОРТА МАТЕРІАЛУ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ ТИСКОМ.....	37
2.1. Експериментальна механіка машин.....	37
2.1.1. Побудова кривих течії досліджуваних сталей.....	38
2.1.2. Побудова діаграм пластичності досліджуваних сталей.....	56
2.1.3. Градуальні графіки: твердість – інтенсивність напружень – інтенсивність деформацій.....	67
2.2. Криві Баушингера.....	74
2.2.1. Фізична сутність ефекту Баушингера.....	74
2.2.2. Побудова кривих течії матеріалів.....	77
2.2.3. Визначення параметра β , що характеризує ефект Баушингера.....	79
2.3. Метод твердості.....	82
2.4. Технологічні функції матеріалу.....	90

3. НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН У ПРОЦЕСАХ ЗАКОЧУВАННЯ ПОРШНЯ ІЗ ШАТУНОМ І ВИСАДЖЕННЯ СФЕРИЧНОЇ ГОЛОВКИ ШАТУНА.....	92
3.1. Напружений стан при закочуванні поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.....	92
3.1.1. Механіка обкочування труб.....	92
3.1.2. Аналітична методика оцінки напружено-деформованого стану в процесі закочування поршня із шатуном у припущенні про плоский напружений стан.....	93
3.1.3. Аналіз результатів розрахунку напружено-деформованого стану та дослідження деформуємості заготовки.....	97
3.2. Кінематика деформування при закочуванні поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.....	106
3.2.1. Методики розрахунку деформованого стану і результати вимірювання елементів подільної сітки на внутрішніх поверхнях поршнів з різними параметрами закочування.....	106
3.2.2. Аналіз деформованого стану на різних стадіях закочування поршня із шатуном.....	117
3.2.3. Вплив властивостей матеріалу на кінематику течії... ..	118
3.3. Напружено-деформований стан при холодному висадженні сферичної головки шатуна.....	123
3.3.1. Постановка задачі.....	123
3.3.2. Експериментальні дослідження.....	125
3.3.3. Напружено-деформований стан при холодному висадженні сферичної головки шатуна.....	127
3.4. Деформуємість заготовки шатуна при висадженні.....	132
3.5. Питомі навантаження на штампове оснащення при холодному висадженні головки шатуна.....	137
4. МЕХАНІКА ФОРМУВАННЯ ВНУТРІШНЬОГО ШЛІЦЬОВОГО ПРОФІЛЮ НА ОПРАВЦІ МЕТОДОМ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ.....	140
4.1. Поетапне формування заготовки.....	140
4.2. Дослідження впливу проміжних відпалів на відновлення запасу пластичності.....	148
4.3. Математична модель процесу з застосуванням теорії пластичності і теорії деформуємості.....	152
4.3.1. Метод розрахунку напружено-деформованого стану на стадіях формування шліцьового профілю.....	152
4.3.2. Ресурс пластичності металу при формуванні внутрішнього шліцьового профілю.....	158

5. ПРОМИСЛОВЕ ВПРОВАДЖЕННЯ.....	161
5.1. Рекомендації з усунення бракувальних ознак процесу заочування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса.....	161
5.2. Технологічна операція холодного об'ємного висадження сферичної головки шатуна аксіально-роторного поршневого насоса.....	164
5.3. Рекомендації з удосконалення технологічного процесу формування внутрішнього шліцьового профілю.....	165
5.4. Промислове впровадження результатів досліджень.....	166
ВИСНОВОК.....	167
ЛІТЕРАТУРА.....	168

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

- σ – гідростатичний тиск
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – головні напруження
 $\sigma_{0,2}$ – границя текучості
 $\sigma_{пр}$ – границя пружності
 $\sigma_{пц}$ – границя пропорційності
 $\sigma_{мц}$ – границя міцності
 σ_u – інтенсивність напружень
 σ_n, τ_n – контактні напруження
 $\sigma_r, \sigma_m, \sigma_\theta$ – головні напруження в меридіональній площині
 e_u – інтенсивність деформації
 e_p – накопичена інтенсивність деформації до моменту руйнування (гранична деформація)
 e_1, e_2, e_3 – головні логарифмічні деформації
 e_ϕ, e_m, e_r – тангенціальна, меридіональна і радіальна деформації
 e_p, e_m, e_θ – головні деформації в меридіональній площині
 \bar{e}_u – накопичена інтенсивність деформації
 $I_1(T_\sigma), I_2(T_\sigma), I_3(T_\sigma)$ – інваріанти тензора напружень
 $I_1(D_\sigma), I_2(D_\sigma), I_3(D_\sigma)$ – інваріанти девіатора напружень
 Ψ – використаний ресурс пластичності
 $\psi_{ш}$ – відносне залишкове звуження
 δ – відносне залишкове подовження
 η – показник напруженого стану
 μ_σ – параметр Надаї-Лоде
 β – параметр, який характеризує ефект Баушингера
 W – параметр функції Гауса
 G – січний модуль пластичності
 $\dot{\mathcal{E}}_u$ – інтенсивність швидкостей деформації
 λ – коефіцієнт чутливості пластичності до зміни схеми напруженого стану
 m – параметр заочування
 P – тиск інструмента на заготовку
 S_1, S_2, S_3 – компоненти девіатора напружень
 \mathcal{E}_k, I_k – головні компоненти тензора деформацій Сйлерова і Логранжева

ВСТУП

Тенденції розвитку сучасного машинобудування спрямовані головним чином на ресурсозбереження і підвищення якості одержуваних виробів.

Процеси холодного об'ємного штампування заготовок складного профілю відповідають зазначеним тенденціям, однак у теперішній час більше уваги приділяється енергосиловим параметрам процесу, а питанням забезпечення якості виробів і пов'язаних з нею параметрам деформуємості і технологічній спадковості заготовок приділяється недостатньо уваги. Тому поряд з відомими теоріями і розрахунково-експериментальними методами є необхідність застосовувати нові підходи для розв'язання різних прикладних задач, та досліджень на якісно новому рівні процесів течії металів в умовах складного навантаження.

Формоутворення заготовок різних профілів супроводжується накопиченням макропошкоджень металу в процесі його деформування, несприятливою технологічною спадковістю, втратою точності геометричних розмірів, втратою стійкості пластичного деформування. Втрата стійкості пластичного деформування більш характерна для обробки листових матеріалів. Руйнування при обробці масивних тіл найчастіше відбувається внаслідок недостатньої для реалізації цієї технологічної операції пластичності. Надалі розглядається саме цей випадок.

З метою зменшення зазначених вище бракувальних ознак необхідне глибоке вивчення процесів холодного пластичного формозмінування з залученням методів механіки твердого деформуємого тіла, математичної і прикладної теорій пластичності, а також феноменологічної теорії деформуємості що розвивається в останні роки.

Застосування теорії деформуємості для процесів обробки металів тиском дозволяє розв'язувати задачі формування якості виробів. Оцінка використаного ресурсу пластичності, реалізованого за операцію, важлива для з'ясування можливості виконання подальших операцій, оскільки властивості матеріалу залежать від величини накопиченої деформації.

Для оцінки деформуємості заготовок необхідна інформація про напружено-деформований стан на zdeформованій частині заготовки, а також механічні характеристики досліджуваних матеріалів у вигляді певних функцій, що формують "паспорт" матеріалу. При формуванні таких функцій усе ще залишаються невирішеними проблеми надійної

побудови кривої течії матеріалу в області великих пластичних деформацій, побудови діаграм пластичності в області “жорстких” схем напруженого стану.

Задачі вдосконалювання технологій виготовлення деталей способами холодного об'ємного штампування можуть розв'язуватися експериментально-розрахунковими методами, які дозволяють враховувати зміцнення металу, вид напруженого стану, історію деформування.

Сучасні технологічні процеси обробки тиском супроводжуються формоутворенням заготовок, при яких течія металу є нестационарною, відбувається зміна знаків деформації (виявляється ефект Баушингера), деяким технологічним процесам необхідна термообробка.

Оскільки на якість виробу впливають безліч факторів, таких як ступінь деформації, історія деформування, вид напруженого стану, кількість проміжних відпалів і ін., то в нашій роботі, як найбільш вагомий показник, що впливає на якість виробів, був прийнятий використаний ресурс пластичності Ψ , який на кожну операцію накладає відповідні обмеження. Такими обмеженнями можуть бути ступінь обтиснення за один робочий хід, для розглянутого в даній роботі процесу одержання внутрішнього шліцьового профілю, подовжня подача ролика при реалізації процесу заочухування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса.

Розглянуті в даній монографії технологічні процеси: заочухування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса, “охоплюючого” протягування, за допомогою якого формують внутрішній шліцьовий профіль карданного вала дизель-потяга, холодне висадження сферичних стовщень шатуна поєднують однотипні схеми механізму деформації (деформації стиску і деформація розтягу).

Однотипність схем механізму деформації зазначених вище процесів дає можливість їх удосконалення на основі феноменологічної теорії деформуємості. В теорії деформуємості використовують критерії деформуємості, в основу яких застосовуються обмеження, що накладаються на деформації, граничні значення яких залежать від показників напруженого стану. Величина цих показників може бути виражена через співвідношення деформацій (швидкостей деформацій), тому однотипність розглянутих процесів полегшує оцінку ресурсу пластичності в небезпечних областях деформування.

1. ТЕХНОЛОГІЧНІ ПРОЦЕСИ ОБРОБКИ ТИСКОМ З ОДНОТИПНИМИ СХЕМАМИ МЕХАНІЗМУ ДЕФОРМАЦІЇ

1.1. Процеси обкочування труб, холодного розкочування прецизійних заготовок і кільцевих деталей

Технологічні процеси обкочування труб [33, 34], холодного розкочування прецизійних заготовок і кільцевих деталей [5, 6], закочування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса являють собою різновид обробки металів тиском і містять зміни форми заготовок відповідно до необхідних обрисів виробу шляхом періодичного обтиснення робочими органами, що здійснюють відносно осі заготовки радіальний обертальний рух. Заготовка при цьому може залишатися нерухомою, або робити обертальний рух.

За допомогою технологічного процесу обкочування труб, розкочування заготовок одержують різні порожні осесиметричні металовироби. Зазначені процеси поєднує механізм деформації, а саме: у них реалізується дві деформації стиску і одна – розтягу. Така механічна схема деформації створює сприятливі умови для пластичної деформації, тому що утруднюються міжкристалічні зсуви, що призводять до порушення механічних зв'язків, і пластична деформація протікає в основному за рахунок внутрішньокристалічних зсувів.

Обкочування – це швидкісний високоточний метод виготовлення деталей постійного і змінного поперечного перерізу з простих вихідних заготовок.

Процес обкочування зводиться до пластичної зміни форми шляхом переміщення часток металу. При цьому відбувається зменшення поперечного перерізу і відповідного йому подовження заготовки за рахунок переміщення металу вздовж осі в двох протилежних напрямках. Застосування обкочування в якості методу обробки можливе для матеріалів, що піддаються не тільки значній пластичній деформації, але і мають крихкість. В якості заготовок застосовують холоднотягнуту чи калібровану сталь. При обкочуванні зберігається об'єм, збільшується міцність металу, у той же час, як при механічній обробці металів різанням відбувається зменшення початкового об'єму, а також погіршення вихідної якості металу через перерізання волокон.

Холодна деформація, що відбувається при обкочуванні, у значній мірі впливає на зміну фізико-механічних властивостей металу. Усі показники опору деформації збільшуються. Це пояснюється зміцненням, що підвищує опір зсуву, а отже, підвищує всі механічні характеристики.

Велике практичне значення має характер зміни механічних характеристик у залежності від ступеня обкочування

$$q = \frac{A_0 - A}{A_0} = \frac{d^2 - d_1^2}{d^2} \quad (1.1)$$

Межа зміцнення для вуглецевих сталей, підданих обкочуванню, як показують експериментальні дослідження, настає при ступенях деформацій 40-50%. При цьому твердість зростає по всьому перерізу нерівномірно. Більш рівномірний розподіл твердості спостерігається при ступені деформації $q=45-50\%$, і менш при $q=10-30\%$ і $q=65-80\%$. При $q=45\%$ значення твердості в центрі перерізу менше, ніж у поверхневих шарів. При $q=50\%$ значення твердості в центральних шарах близько до твердості поверхневих шарів. При такому ступені обкочування твердість по перерізу зразка розподілена найбільш рівномірно, її значення визначають середній опір металу пластичної деформації на невеликих ділянках.

При обкочуванні необхідно прагнути до одержання мінімальної неоднорідності деформації, оскільки градієнт деформації підвищує середнє питоме зусилля і знижує пластичність, що може привести до передчасного руйнування і створює в деформованому виробі залишкові напруження.

Відмітимо, що оцінка деформуємості заготовок при обкочуванні практично не здійснювалася, що викликає необхідність дослідження цього параметра якості заготовок.

Ефективним способом одержання осесиметричних виробів із трубчастих заготовок є обкочування інструментом тертя, коли від його зусилля деформування передається до деформованого металу в процесі ковзання металу відносно інструмента [34]. Обкочування інструментом тертя відрізняється від обкочування роликком тим, що весь процес деформації аж до змикання стінок заготовки здійснюється за один прохід інструмента.

На рис. 1.1 представлені схеми обкочування трубчастих заготовок інструментом тертя. Усі ці схеми реалізовані в окремих конструкціях обкочувальних машин.

Обкочування (рис. 1.1, а) застосовують у виробництві безшовних газових балонів: трубчастій заготовці 1 з нагрітим до кувальної температури кінцем надають обертання навколо своєї осі $\theta - \theta$; одночасно інструменту 2 – поворот на 90° навколо осі, перпендикулярної до осі заготовки. Створований локальний тиск інструмента на метал забезпечує деформацію заготовки до заданого інструментом профілю. Деформація відбувається в процесі тертя – ковзання між інструментом і заготовкою.

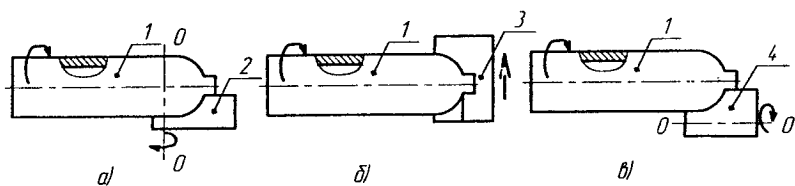


Рис. 1.1. Схема обкочування трубчастих заготовок:

- 1 - заготовка;
- 2 - 4 - інструменти.

Обкочування (рис. 1.1, б) легко здійснюється на верстатах токарської групи, що полягає в наступному: трубчастій заготовці, кінець якої нагрівають до температури кування, повідомляють обертальний рух навколо своєї осі. Одночасно інструменту 3 надають поступальне переміщення в напрямку, перпендикулярному осі обертання заготовки, завдяки чому заготовка деформується до заданої форми.

Обкочування (рис. 1.1, в) здійснюють поворотом інструмента 4 на 360° щодо осі $\theta - \theta$, рівнобіжної осі обертання заготовки.

Кожна з приведених і можливих кінематичних схем процесу обкочування має свої особливості, що враховують при розробці технологічних процесів і проектуванні устаткування.

В даний час розроблені і застосовуються в промисловості обкочування з різними варіантами взаємного переміщення інструмента і заготовки, що значно розширює її технологічні можливості (рис. 1.2).

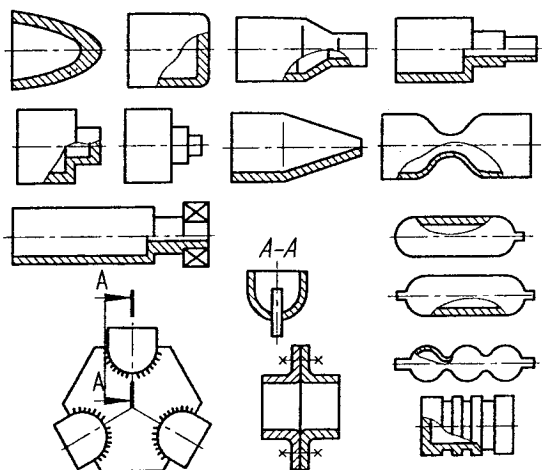


Рис. 1.2. Осесиметричні деталі і вироби, одержані обкочуванням труб

Інструмент у всіх випадках калібрований так, що при заданому переміщенні відносно трубчастої заготовки, що обертається, його переріз при плавному переході відповідає заданим формам утворюючих обкочувальної заготовки.

1.2. Деформуємість заготовок в процесах обробки металів тиском

Реалізація сучасних технологій, що супроводжуються операціями, у яких здійснюється течія металів із складною реологією в умовах складного навантаження неможлива без науково-обґрунтованих параметрів процесу, що забезпечують якість виробів. Поява нових методів обробки тиском стримується рядом проблем: втратою стійкості пластичного деформування, руйнуванням металу заготовок у процесі їх формозміни, ростом зерен металу після термообробки.

Перераховані проблеми можуть бути вирішені за допомогою феноменологічної теорії деформуємість металів без руйнування, яка дістала розвиток в кінці минулого сторіччя, що дозволяє оцінювати граничну формозміну, використаний запас пластичності, граничну до руйнування деформацію, а також прогнозувати технологічну спадковість (залишкову пластичність виробу, розміри зерна після холодної пластичної деформації і наступної термообробки та інші фактори).

Основи феноменологічної теорії деформуємість металів закладені в працях С.І. Губкіна [16, 17], Л.Д. Соколова [102], Г.А. Смірнова-Аляєва [99, 101]. Подальший розвиток вона отримала в роботах В.Л. Колмогорова [37, 38, 39], Г.Д. Деля [20, 21, 24], В.А. Огороднікова [65], В.А. Скуднова [94], Е.М. Макушка [46], С.М. Красневського [41], І.О. Сивака [92], В.М. Михалевича [51], М.Б. Штерна [125], Я.Є. Бейгельзімера [2].

Методи оцінки деформуємість заготовок в процесі обробки їх тиском здобувають зростаючого значення в зв'язку з автоматизацією і оптимізацією технологічних процесів, а також використанням у виробництві металів для деформуємість яких потрібні великі зусилля. Протягом тривалого часу при вивченні технологічних процесів зусилля фахівців направлялися, в основному, на оцінку енергосилових параметрів. Цей напрямок знайшов відображення в роботах Є.П. Ункова [115], А.Д. Томльонова [113], І.Я. Тарновського [109], Є.Н. Попова [84], Ю.С. Шамаріна [123], С.О. Скрябіна [93] і ін. Однак останнім часом інформації про енергосилові параметри технологічних процесів виявляється недостатньо для їх оптимізації. Особливого значення набувають методи оцінки деформуємість металів, що одержали розвиток у роботах вчених, перерахованих вище. Однак недостатність експери-

ментальних даних про пластичність металів при різних умовах деформування знижує вірогідність результатів, одержуваних цими методами і утрудняє оцінку деформуємості металів при обробці тиском. В особливій мірі це відноситься до розглянутих нами в параграфі 1.1 процесів розкочування, накочування, закочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.

Крім відсутності даних про залежність пластичності металів, з яких виготовляються шатун і поршень, показників напруженого стану, при реалізації зазначених операцій немає також даних про напружено-деформований стан здеформованої частини заготовки, де висока імовірність вичерпання ресурсу пластичності.

У розглянутому надалі технологічному процесі формування внутрішнього шліцьового профілю на оправці методом холодного пластичного деформування також відсутні науково-обґрунтовані параметри процесу, що забезпечують запас пластичності деформуємих заготовок і якість виробу.

Викладемо сутність теорії деформуємості, елементи якої будуть використані в монографії.

1.2.1. Діаграми пластичності

Під пластичністю розуміється здатність матеріалу до формозміни без руйнування у вигляді макроскопічного порушення суцільності. Мірою пластичності є ступінь деформації, накопичена матеріалом до моменту руйнування (гранична деформація). В якості міри пластичності приймемо визначений А.А. Ільюшиним [32] і Г.А. Смірновим-Аляєвим [98] параметр:

$$e_p = \int_0^{\tau_r} \dot{\epsilon}_u d\tau. \quad (1.2)$$

При простому навантаженні і відсутності повороту головних осей деформації накопичена інтенсивність деформації \bar{e}_u дорівнює інтенсивності деформації:

$$e_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(e_1 - e_2)^2 + (e_2 - e_3)^2 + (e_1 - e_3)^2}. \quad (1.3)$$

Накопичена інтенсивність деформацій - \bar{e}_u в умовах складного навантаження – це довжина дуги в просторі головних деформацій, що характеризує траєкторію деформування, а інтенсивність деформацій – довжина хорди.

Гранична деформація e_p в холодних процесах деформування залежить від показників напруженого стану, що характеризують “жо-

рсткість” або “м'якість” схеми напруженого стану. Показники напруженого стану характеризуються інваріантами тензора або девіатора напружень.

Так найбільш широко застосований в даний час показник η характеризується відношенням першого інваріанта тензора напружень до другого інваріанта девіатора напружень:

$$\eta = \frac{I_1(\tau\sigma)}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{3}\sigma_u}. \quad (1.4)$$

Цей показник враховує гідростатичний тиск, який істотно впливає на пластичність, а також девіаторну частину тензора, тобто зсуву. Показник у вигляді (1.4) використовували у своїх роботах Г. Д. Дель [24], Г. А. Смірнов-Аляєв [99], В. А. Бабичков [1], В. А. Огородніков [65], І. О. Сивак [92] і ін.

В. Л. Колмогоров використовував цей показник у вигляді

$$\kappa = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3T} \frac{\eta}{\sqrt{3}}, \quad (1.5)$$

де T – інтенсивність дотичних напружень

$$T = \frac{\sigma_u}{\sqrt{3}}. \quad (1.6)$$

Залежність граничної деформації e_p від показника η називають діаграмою пластичності. Методики їхньої побудови викладені в роботах [21, 39, 65, 67, 73, 96, 99], однак зупинимося на деяких з них.

При розтягу $\sigma_1 = \sigma_{\text{рост.}}$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, тому показник $\eta = 1$, а гранична деформація визначається із співвідношення

$$e_p = 2 \ln \frac{d_0}{d}, \quad (1.7)$$

де d_0 – діаметр робочої частини зразка до деформування, d – діаметр після руйнування тієї частини зразка, де мала місце рівномірна деформація.

При розтягу зразків з матеріалів, руйнуванню яких передують утворення шийки, показник η розраховують за формулою Н. Н. Давиденкова і Н. І. Спирідонової [18]:

$$\eta = 1 + \frac{3d}{4R}, \quad (1.8)$$

де d – діаметр поперечного перерізу зразка по шийці; R – поточний радіус кривизни меридіонального перерізу шийки зразка. Можливий

також розрахунок показника за формулою, отриманою на підставі співвідношення П. Бріджмена [8]:

$$\eta = 1 + 3 \ln \left(1 + \frac{d}{4R} \right). \quad (1.9)$$

У дослідженнях на вільне кручення $\sigma_1 = \tau$, $\sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\tau$, тому показник $\eta = 0$, а гранична деформація визначається за формулою

$$e_p = \frac{tg\alpha}{\sqrt{3}}, \quad (1.10)$$

де α – кут зсуву на поверхні зразка після руйнування.

При крученні також має місце локалізація пластичної деформації в області, пов'язаною з зоною руйнування. Тому кут α вимірюють на інструментальному мікроскопі на відстані, не менше 5...10 мм від зони руйнування, тобто в тій області, де деформація була однорідною по довжині зразка.

При осесиметричній осадці коротких ($h_0/d_0 = 1,5...2,0$) циліндричних зразків без тертя в торцях $\sigma_1 = \sigma_2 = 0$, $\sigma_3 = -\sigma_{смис}$, тому показник $\eta = -1$, а гранична деформація дорівнює

$$e_p = 2 \ln \frac{h_0}{h}, \quad (1.11)$$

де h_0 - вихідна висота зразка, h - висота зразка після руйнування.

Однак реалізувати дослідження осесиметричної осадки без тертя практично неможливо, тому для побудови діаграми пластичності в області значень $-1 \leq \eta \leq 0$ часто проводять дослідження з різними умовами тертя в контакт [65]. При цьому на бічну поверхню зразків наносять чотири відбитки алмазною пірамідкою під навантаженням 200 Н. Відбитки розташовують так, щоб вони утворили ромб, діагоналі якого рівні ≈ 1 мм, збіглися з осьовим і окружним напрямками. Для підвищення точності і надійності вимірів такі ромби наносять у чотирьох симетрично розташованих точках екватора. Оскільки в процесі осадження вертикальна складова зменшується, то розмір між відбитками по вертикалі рекомендується робити в 2...2,5 рази більші, ніж в окружному напрямку.

Підготовлені таким способом зразки поетапно осаджують до появи видимих незброєним оком тріщин, що виникають, у більшості випадків, на екваторі бічної поверхні зразків.

Оскільки в цьому випадку навантаження в небезпечній області зразка близько до простого, то ступінь деформації на кожному етапі можна визначити за формулою

$$e_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_z^2 + e_z e_\varphi + e_\varphi^2}, \quad (1.12)$$

де $e_z = \ln \frac{b_0}{b}$, $e_\varphi = \ln \frac{a_0}{a}$, a_0 , b_0 , a , b – початкові і поточні значення відстаней між відбитками на бічній поверхні зразків в окружному і вертикальному напрямках.

Використовуючи рівняння деформаційної теорії, де осьове напруження розраховується за формулою

$$\sigma_z = \frac{4P}{\pi d^2}. \quad (1.13)$$

Можна показати, що оскільки на вільній поверхні зразка $\sigma_r = 0$, то показник напруженого стану з врахуванням (1.4) будемо визначати за формулою

$$\eta = \sqrt{3} \frac{e_z + e_\varphi}{\sqrt{e_z^2 + e_z e_\varphi + e_\varphi^2}}. \quad (1.14)$$

По отриманих наприкінці кожного етапу значенням η і e_u будують шлях деформування $\eta(e_u)$, і використовуючи критерії деформуємості, знаходять значення граничної деформації $e_p(\eta = -1)$, що відповідають простому навантаженню при $\eta = -1$. Точність такого значення e_p буде залежати від точності цієї моделі процесу накопичення пошкоджень, яка покладена в основу використаного критерію деформуємості.

Тому, в більшості випадків вплив тертя на торцях зразків, що осаджуються, намагаються максимально зменшити шляхом використання прокладок із свинцевої фольги разом із змазкою із суміші гліцерину і колоїдного графіту. Крім того, на торцевих поверхнях роблять спеціальні канавки. Чим менше в процесі осадки перекручування циліндричної форми зразків, тим ближче умови деформування до простого навантаження $\eta = -1$ і тим точніше отримані значення граничної деформації.

Питання апроксимації діаграм пластичності, отриманих у результаті досліджень матеріалів на розтяг, стиск і кручення розглянуті в роботах [21, 65].

В.А. Огородніков у роботах [65, 67, 111] ввів коефіцієнти чутливості пластичності матеріалу до схеми напруженого стану:

$$\lambda_1 = \ln \frac{e_p(0)}{e_p(1)}, \quad (1.15)$$

$$\lambda_2 = \ln \frac{e_p(-1)}{e_p(0)}, \quad (1.16)$$

де $e_p(-1)$, $e_p(0)$, $e_p(1)$ – граничні деформації при $\eta = -1$, $\eta = 0$, $\eta = 1$.

У роботах [65, 67, 111] показано, що діаграми пластичності для більшості матеріалів із задовільною точністю можна апроксимувати співвідношеннями:

$$e_p(\eta) = e_p(0) \exp(-\lambda_2 \eta), \quad \text{при } -1 \leq \eta \leq 0, \quad (1.17)$$

$$e_p(\eta) = e_p(0) \exp(-\lambda_1 \eta), \quad \text{при } 0 \leq \eta \leq 1, \quad (1.18)$$

де $e_p(0)$ – гранична деформація при крученні ($\eta = 0$).

Крім зазначених діаграм пластичності в теорії деформуємості з метою врахування зміцнення металу використовують найважливішу механічну характеристику матеріалу – криву течії в координатах: інтенсивність напружень

$$\sigma_u = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}; \quad (1.19)$$

інтенсивність деформацій по (1.3), побудова якої також пов'язана з рядом особливостей, що будуть викладені в наступних розділах монографії. Головною з цих особливостей, є “підводний камінь усіх дослідників” – по висловлюванню А.А. Ільюшина [32], що полягає в особливості врахування неоднорідності напружено-деформованого стану в шийці зразка.

1.2.2. Критерії деформуємості

Г.А. Смірнов-Аляєв [98] висловив припущення про те, що існує єдина для різних напружених станів діаграма пластичності в координатах $e_p = f(\eta)$. Умова деформування металу без руйнування, запропонована Смірновим-Аляєвим в роботі [98] має вигляд

$$\bar{e}_u = \int_0^{\tau_p} \dot{\epsilon}_u d\tau \leq 1, \quad (1.20)$$

де $e_p = e_p(\eta)$ – гранична деформація в момент появи перших тріщин, що виявляються візуально при заданому показнику напруженого стану. Нормуючи (1.20) на одиницю, одержимо

$$\psi = \frac{\bar{\sigma}_u}{e_p(\eta)} \leq 1. \quad (1.21)$$

При оцінці граничних деформацій за цим критерієм нехтують впливом історії деформування (тобто впливом швидкості зміни показника напруженого стану η).

Врахування впливу історії деформування на пластичність металів вперше здійснено В.Л. Колмогоровим [38]. Його критерій руйнування отриманий з використанням гіпотези про пропорційну залежність між накопиченням пошкоджень і ступенем зростання деформації у вигляді

$$\psi = \int_0^{\tau} E(t - \tau) B(t) \frac{H(t)}{\lambda_p [K(\tau)]} \leq 1, \quad (1.22)$$

де H – інтенсивність швидкості деформації зсуву, K – показник напруженого стану, обумовлений, як $K = \eta / \sqrt{3}$, $\lambda_p = e_p \cdot \sqrt{3}$ – гранична деформація при даному K , $B(t)$ – величина, що враховує історію деформування, $E(t - \tau)$ – коефіцієнт, що враховує самозаліковування дефектів при високих температурах і який монотонно зменшується від 1 до 0 із збільшенням аргументу.

У критерії (1.22) вплив історії деформування при холодному деформуванні враховується параметром $B(t)$, а при наявності високих температур $E(t - \tau)$. Однак значення коефіцієнта $B(t)$ в критерії (1.22) для різних шляхів деформування залишається нез'ясованим.

Розглянутий критерій деформування металів без руйнування виходить з лінійної теорії накопичення пошкоджень при деформуванні, створений А.А. Ільюшіним [32], з якого у випадку простого навантаження випливає:

$$\psi = \int_0^{e_p^*} \frac{d\bar{e}_u}{e_p(\eta)} \leq 1. \quad (1.23)$$

При навантаженнях, близьких до простого, критерій (1.22) перетворюється в критерій (1.23).

Критерій деформуємості, що враховує вплив історії деформування на пластичність і заснований на нелінійній теорії накопичення пошкоджень, запропонований у роботі [24, 65], має вигляд

$$\psi = \int_0^{\bar{e}_u^*} \left(1 + a \cdot \text{arctg} \frac{d\eta}{de_u} \right) \frac{\bar{e}_u^{a \cdot \text{arctg} \frac{d\eta}{de_u}}}{[e_p(\eta)]^{1 + a \cdot \text{arctg} \frac{d\eta}{de_u}}} \leq 1. \quad (1.24)$$

Константа a в (1.24) виявилася для матеріалів, що зміцнюється, рівною 0,2.

В роботі [65] зроблена експериментальна перевірка критеріїв деформуємості (1.22), (1.23), (1.24). Показано, що при деформуванні матеріалів в умовах, близьких до простого деформування розглянуті критерії дають практично однакові результати розрахунку граничних деформацій. У більш загальному випадку, при складному деформуванні, застосування критерію (1.21) приводить до деякого запасу пластичності (якщо значення показника η дослідної області металу при русі по шляху деформування збільшується). Розрахунок пластичності за допомогою критерію (1.22) дає завищені дані. У тих випадках, коли показник η при русі по шляху деформування зменшується, застосування критерію (1.23) завищує величину пластичності. Критерій (1.24) у випадку, коли параметр швидкості зміни схеми напруженого стану

$\frac{d\eta}{de_u} > 0$ – значення пластичності зростає в порівнянні з критерієм

(1.22). Це підтверджується експериментально в роботі [65] дослідженнями зразків на спільне кручення і розтяг. В зв'язку з викладеним, у

випадку, якщо параметр $\frac{d\eta}{de_u}$ змінюється, утворюючи вид траєкторій деформування малої чи середньої кривизни, доцільно використовувати критерій (1.24).

1.2.3. Оцінка деформуємості заготовок за допомогою критеріїв деформуємості

Розглянуті вище критерії деформуємості припускають інформацію про діаграми пластичності дослідних матеріалів. Для оцінки деформуємості заготовок при обробці тиском необхідно знати напружено-деформований стан, що виникає при реалізації технологічної операції на різних стадіях деформування. Оцінка деформуємості матеріалу може бути здійснена, якщо відома залежність показника η і ступеня деформації \bar{e}_u в найбільш небезпечній області деформуємого об'єму від величини характерної деформації (наприклад, обтиснення) і інших параметрів процесу.

В роботі [5] згадується про можливість реалізації процесу розкочування з погляду деформуємості, або як зазначено в цій же роботі “граничної пластичності” матеріалу заготовок. Відзначимо, що термін “гранична пластичність” не зовсім коректний, тому що під терміном “пластичність” розуміють граничну до руйнування деформацію матеріалу. Тому використовуючи поняття “деформуємість”, необхідно

враховувати вплив схеми напруженого стану. При розрахунках використовують показник Г.А. Смірнова-Аляєва (1.4).

Використовуючи цей показник, автори роботи [92] одержали вираз для умови деформування без руйнування у вигляді

$$e \leq e_{zp}(\eta). \quad (1.25)$$

Умова (1.25) не враховує вплив історії деформування на накопичення пошкоджень.

Нам невідомі роботи, у яких би згадувалося про деформуємість при заочуванні пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса. Тим часом оцінка деформуємість металу при заочуванні дозволила б здійснити процес заочування з необхідним запасом пластичності і одержанням якісного виробу. На підприємстві ЗАТ “Будгідраліка” м. Одеса відомі випадки поломки аксіально-роторних поршневих насосів через вичерпання ресурсу пластичності при заочуванні пари поршень-шатун.

Відзначимо також, що для розглянутих (див. параграф 1.4) нових процесів формування внутрішнього шліцьового профілю на оправці методом “охоплюючого” протягування також необхідні дослідження деформуємість заготовок з метою одержання якісних виробів.

1.3. Технологічний процес заочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса

Як було зазначено в параграфі 1.1, поряд із процесами обочування труб, холодного розочування прецизійних заготовок, об'єднуючим фактором яких є механізм деформації, розглянемо також технологічний процес заочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.

1.3.1. Технологічний процес заочування пари поршень-шатун

При виготовленні поршня відрізається заготовка із сталі 38Х2МЮА в стадії постачання на образивно-відрізнаму пристосуванні МФ-332. Після відрізання проводиться вимір заготовки штангенциркулем ШЦ-I-125-0.1 ДСТ 166-89. Для поліпшення сталі проводиться термічна обробка (HRC_c 20...25), надалі заготовка піддається операціям: точіння, свердління, шліфування, промизання і контролю.

На рис. 1.3 показані розміри поршня після завершення всіх операцій виготовлення.

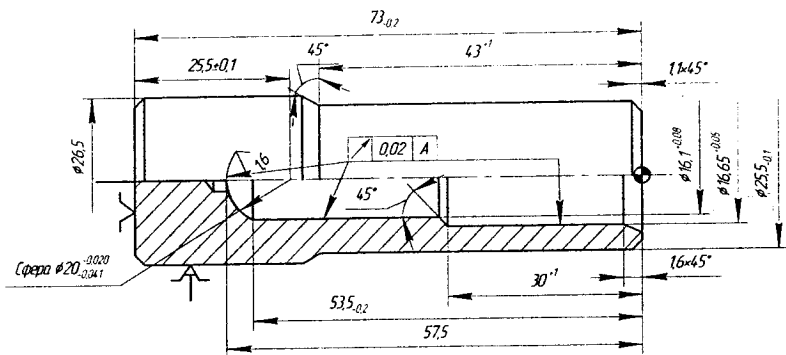


Рис. 1.3. Креслення поршня

При виготовленні шатуна відрізається (прес КВ-245, 630 кН) заготовка із сталі 30ХЗМФА в стадії постачання, на установці МГЗ-108АБ нагрівається кінцева частина заготовки до температури $t = 1160^{\circ}\text{C} \pm 20^{\circ}\text{C}$, у штампі Ш-3/314 (прес Ф-1234, 2500 кН) проводиться висадження головки (рис. 1.4), після чого обрізаються задири в штампі Ш-2/314 (прес КВ-245, 630 кН).

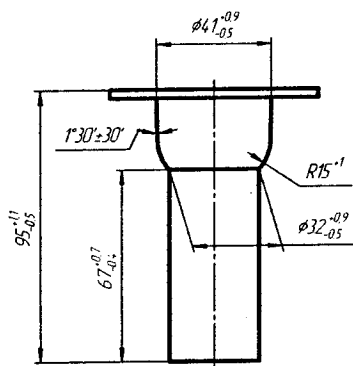


Рис. 1.4. Ескіз шатуна після висадження головки

Після висадження головки виконують токарно-копірувальні, токарно-гвинторізні, свердлильні, токарно-гідрокопірувальні, круглошліфувальні роботи. Потім на різьбонакатному верстаті IPW 25×100 проводять одночасно наочування поверхні сфер 1 і 2 шатуна (рис. 1.5) і на токарно-гвинторізному верстаті зачищають напливи на поверхні 1, і проводять технічний огляд шатуна. По закінченню проводять контроль готового виробу (шорсткість поверхні, об'єм вибірки,

рівень дефектності, приймальні і бракувальні числа визначають згідно
СТП 22-017-08.27-82).

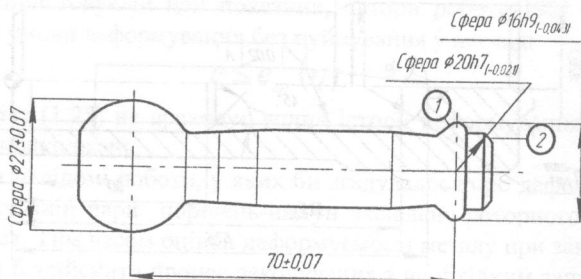


Рис. 1.5. Схема шатуна

Операцію закручування поршня із шатуном виконують на різьбонакатному верстаті ГД-8 (рис. 1.6). При цьому зібрана деталь поршня із шатуном 2 (рис. 1.7) встановлюється в пристосування АП-999 різьбонакатного верстата ГД-8 на стіл 3 з фіксацією осевого положення (розмір "а") пружинним підпором 5. Прижимний ролик 1 обертається з однаковою швидкістю з закручувальним роликом 4 і при цьому обертає зібрану деталь 2. Закручувальний ролик 4 з визначеною швидкістю підводиться гідроциліндром до поверхні поршня і вдавлюється на глибину "б", що регулюють гайкою 7 відносно жорсткого упора 6.

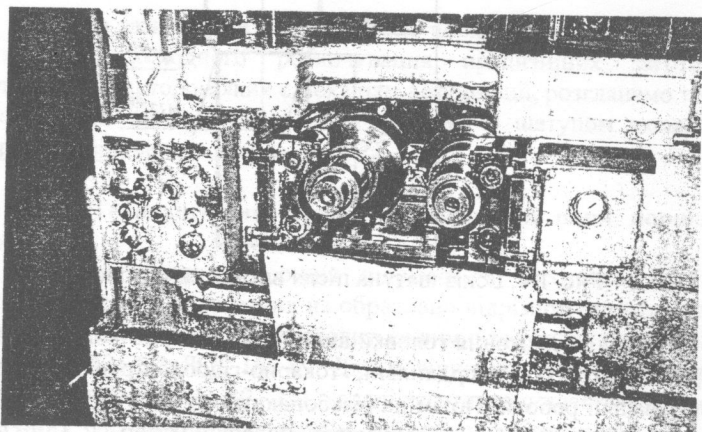


Рис. 1.6. Різьбонакатний верстат ГД-8 із пристосуванням АП-999
для закручування поршня із шатуном

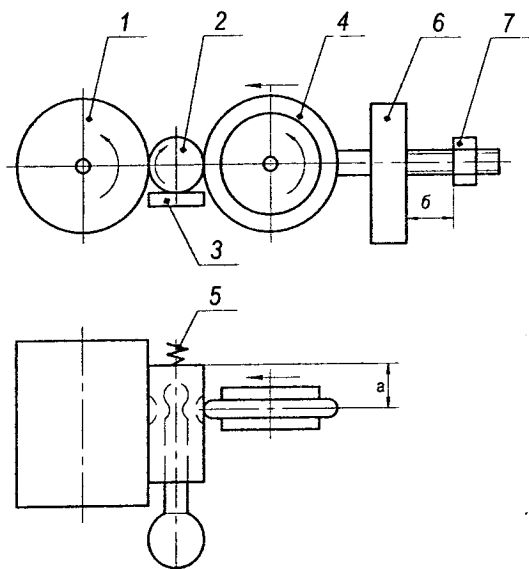


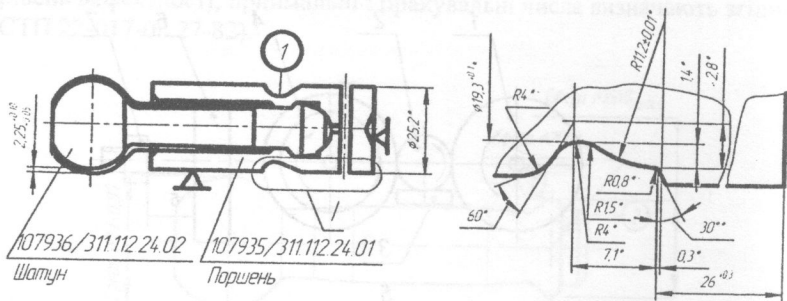
Рис. 1.4. Схема пристосування АП-999 різьбонакатного верстата ГД-8 для заковування поршня із шатуном:

- 1 - прижимний ролик;
- 2 - зібрана деталь поршня із шатуном;
- 3 - опора під деталь (стіл);
- 4 - заковувальний ролик АР-1749;
- 5 - підпірна пружина;
- 6 - жорсткий упор;
- 7 - гайка.

Після досягнення упора тиск у порожнині приводного гідроциліндра починає зростати, і при величині тиску настроювання спрацьовує реле тиску, що забезпечує включення реле часу. Настроюванням реле часу задається тривалість паузи (виходжування заготовки). Після паузи заковувальний ролик повертається у вихідне положення, деталь знімають з верстата і проводять контроль виробу.

Відзначимо, що при реалізації зазначеної технології заковування поршня із шатуном осьовий зазор коливається у великих межах. Відхилення зазору за межі припустимих значень і заклинювання пари поршень-шатуни є бракувальними ознаками.

Після операції заковування роликом АР-1749 на поршні утворюється поверхня 1 (рис. 1.8), яка відповідає геометрії ролика.



- 1 *Розміри забезпечуються інструментом
2. Максимальний осьовий зазор між шатуном і поршнем 0,12 мм

Рис. 1.8. Креслення пари поршень-шатун після операції закочування

На рис. 1.9 показаний розріз поршня-шатуну після операції закочування. Як видно на рис. 1.9 в процесі закочування поршня із шатуном поверхня сфери $20_{-0,02}$ поршня (рис. 1.3) сполучається з аналогічною поверхнею сфери $20_{-0,021}$ шатуна (рис. 1.5), а по сфері $16h9_{-0,043}$ шатуна відбувається накочування поршня. Матеріал поршня переміщується в напрямку шатуна у процесі пластичної деформації. Після закочування повинен забезпечуватися поворот шатуна відносно центра сфер шатуна і поршня.

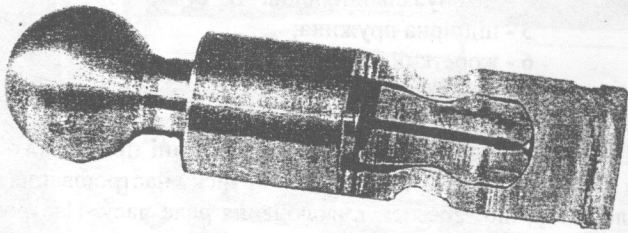


Рис. 1.9. Розріз пари поршень-шатун після операції закочування

Після паузи (виходжування) йде пружне розвантаження, і після зняття заготовки із пристосування, внаслідок пружних деформацій утвориться осьовий зазор, що контролюється. Мінімальний осьовий зазор визначається умовами вільного повороту деталі і знаходиться в межах до 5 мкм. Максимально допустимий зазор складає 120 мкм.

Оптимальний зазор – 60 мкм. При різних величинах твердості матеріалу заготовок поршня цей зазор змінюється.

При контролі пари поршень-шатун після закручування перевіряється об'єм вибірки, рівень дефектності, приймальні і бракувальні числа згідно СТП 22-017-08.27-82. Перевіряється технічним оглядом якості очищення поверхонь деталей, шорсткість поверхонь (зразками шорсткості і профілометром), максимальний осьовий зазор між шатуном і поршнем 0,12 мм пристосуванням АМ-1504, допуск округлості поверхні кругломіром КМ-1748.00.02, допуск профілю поздовжнього перетину поверхні індикатором ІМІІ і допуск форми сфер скобою СР50 і кінцевими мірами О-НІ.

В остаточному підсумку проводять азотування пари поршень-шатун при температурі 520-540⁰ С.

1.3.2. Напружено-деформований стан при закручуванні пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса

Процес закручування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса при визначених геометричних параметрах моделюється процесом обкочування труб.

Розглянемо один з видів обкочування, який полягає в тому, що трубну заготовку 1 (рис. 1.10) нагрівають до температури кування і обертають навколо осі Z. Одночасно інструменту 2 передають поступальний рух у напрямку, перпендикулярному осі обертання заготовки Z. Заготовка деформується до заданої форми, при цьому реалізується спосіб обкочування за рахунок тертя.

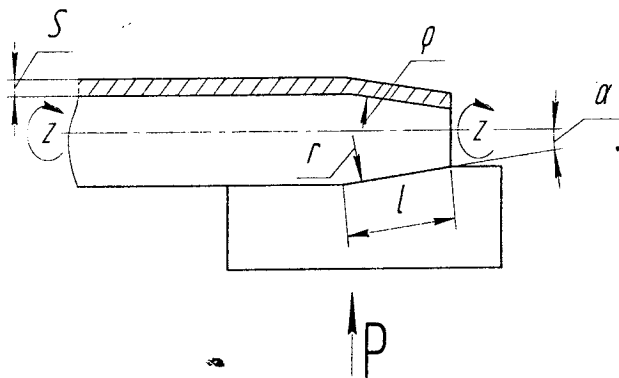


Рис. 1.10. Схема обкочування трубчастої заготовки

Аналіз характеру зміни напружень при обкочуванні за зазначеною схемою (приведений автором [34]) у наступному. З умови пластичності в головних осях

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = 2K, \quad (1.26)$$

де σ_ρ – радіальні напруження, σ_θ – окружні напруження, K – дотичне напруження текучості. Для плоскої деформації, коли

$$\sigma_z = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta}{2}, \quad (1.27)$$

$2K = 1,155\sigma_s$, одержимо

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta &= \sigma_\rho - 2K; \\ \sigma_z &= \sigma_\rho - K. \end{aligned} \right\} \quad (1.28)$$

У випадку, якщо в суцільній циліндричній заготовці зробити отвір радіусом r_0 , то радіальні напруження за умовами статки стають рівними нулю. Тоді з (1.28) визначимо напруження на внутрішньому контурі

$$\sigma_\rho = 0; \quad \sigma_\theta = -2K; \quad \sigma_z = -K. \quad (1.29)$$

На рис. 1.11 показані епюри нормальних напружень при обкочуванні порожніх циліндричних заготовок, отримані в роботі [95]. Представлене поле напружень у стінці порожньої заготовки дозволяє описати механізм деформації в такий спосіб.

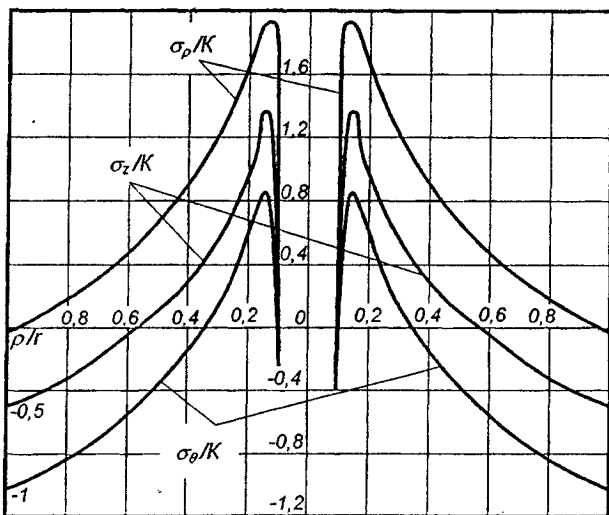


Рис. 1.11. Епюри нормальних напружень при обкочуванні порожніх циліндричних заготовок

На внутрішніх елементарних шарах відбувається розкочування зовнішніх шарів. Розкочування викликає тангенціальну деформацію концентричних шарів: найбільшу на периферії і убутну до осі. Розконтані зовнішні шари розтягують внутрішні концентричні і в порожньому тілі виникають радіальні розтягуючі напруження. Ці напруження значні і можуть викликати стовщення стінки, внаслідок чого довжина внутрішніх елементарних кілець зменшується.

Зовнішні кільця в результаті розкочування, навпаки, прагнуть до збільшення довжини. Таким чином, зовнішні, елементарні кільця виявляються стиснутими в осьовому напрямку, а внутрішні – розтягнутими. У тангенціальному напрямку зовнішні шари, що розтягуються, викликають у внутрішніх шарах напруження розтягу і у результаті реакції самі випробовують напруження стиску.

Із зменшенням товщини стінки заготовки напружений стан змінюється внаслідок того, що відносного розкочування шарів не відбувається. При цьому розтягуючі напруження у внутрішній зоні зменшуються, наближаючись до нуля, або відсутні, а механізм деформації можна представити як осадку порожнього циліндра [34] при одночасному вигині.

На рис. 1.12 показані епюри напружень в зоні тангенціального стиску з вигином. Якщо товщина стінки така, що її опір вигину більший, то напруження стиску переважають. При цьому товщина стінки збільшується при одночасному зменшенні внутрішнього і зовнішнього діаметрів заготовки. В міру стовщення стінки напружений стан наближається до описаного вище і заготовка деформується як товсто-стінна.

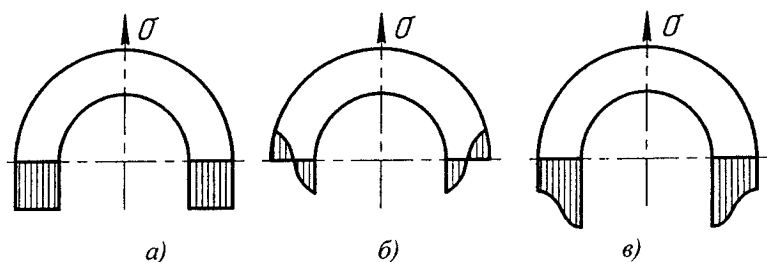


Рис. 1.12. Епюри напружень в зоні тангенціального стиску з вигином:
а) – стиску; б) – вигину; в) – сумарна

Для схеми обкочування, показаної на рис. 1.13, В.Г. Капаровичем [34] отримані формули, що дозволяють описати напружено-деформований стан при обкочуванні тонкостінних заготовок інструментом тертя.

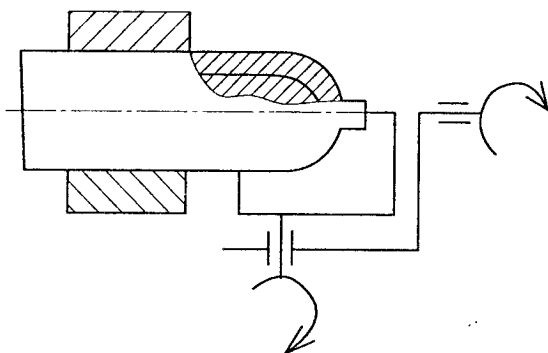


Рис. 1.13. Схема обкочування

При виведенні формул використані диференціальні рівняння рівноваги елементу заготовки, що обкочується, умова, яка враховує напрямки сили тертя при обкочуванні, а також умова пластичності Хубера-Мізеса у формі застосованої в інженерних методах.

В результаті розв'язання систем перерахованих рівнянь отримані меридіональні - σ_m , тангенціальні - σ_θ напруження, а також тиск ρ металу на інструмент і складові дотичних напружень на контактній площадці:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_m &= \frac{l_0^2 - l^2}{l} \left[\frac{\beta \cdot \sigma_s}{4r \cdot \theta} + \frac{(\mu \cdot \rho) \gamma}{2s} \right]; \\ \sigma_\theta &= \beta \cdot \sigma_s \frac{l \cdot \operatorname{tg} \alpha}{s - l \cdot \operatorname{tg} \alpha}; \\ \rho &= \beta \cdot \sigma_s \frac{s}{s - l \cdot \operatorname{tg} \alpha}; \\ \tau_{mp\theta} &= (\mu \cdot \rho)_\theta = \mu \cdot \rho \cdot \operatorname{Cos} \xi; \\ \tau_{mpl} &= (\mu \cdot \rho)_l = \mu \cdot \rho \cdot \operatorname{Sin} \xi, \end{aligned} \right\} \quad (1.30)$$

де ξ – кут підйому траєкторії ковзання заготовки по інструменту;
 σ_s – напруження текучості; s, l, α, ρ, r , – показані на рис. 1.14.

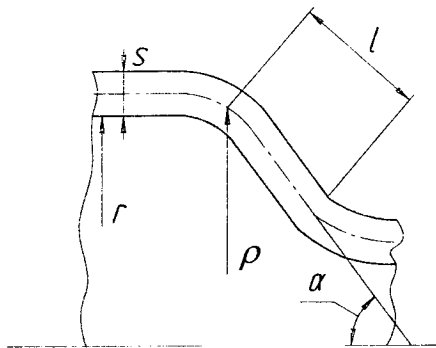


Рис. 1.14. Елемент поршня, що закручується

Варто відмітити, що отримане рішення прийняте для прямолінійних ділянок вигину, інакше кажучи, не враховується зміна радіусів кривизни в меридіональному і поперечному перерізах. Крім того, не враховується вплив зміцнення. У літературних джерелах відсутня інформація про оцінку деформуємісті заготовок при обкочуванні в процесі їх формозміни.

1.4. Холодне об'ємне висадження сферичних заготовок

При аналізі механіки процесу формування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса виникла задача введення в технологічний процес виготовлення шатуна операції холодного висадження сферичної головки. В зв'язку з цим доцільно проаналізувати наявні в літературі відомості про подібні технологічні операції.

Найбільш близькими операціями є холодне висадження сферичних стовщень із сталі 45 у холодному стані для виготовлення шарових пальців автомобілів. Така технологія досить широко застосовується в різних галузях промисловості. Застосування цієї технології замість різання чи гарячого штампування дозволяє підвищити коефіцієнт використання металу до 93-98 %, знизити загальну трудомісткість виготовлення, що дає значний економічний ефект [50]. Однак впровадження цієї технології пов'язано з рядом труднощів, серед яких основними є: забезпечення необхідного терміну служби інструмента, високий опір деформуванню оброблюваного матеріалу і його низька пластичність. Для їх усунення необхідно знання механіки і кінематики процесу формоутворення сферичних заготовок.

В роботі [62] поданий аналіз особливостей формозміни при гарячому висадженні сферичних стовщень. Розрахунок напружень у меридіональному перерізі заготовки виконаний за допомогою графічної побудови сітки ліній ковзання. Отримано розподіл нормальних напружень на площині контакту інструмента з облоєм і по границі твердої і пластичної зон для граничних умов тертя. В результаті визначене середнє радіальне навантаження на половині матриці.

Подібне розв'язання осесиметричної задачі за аналогією з плоскою може привести до похибок невідомої величини [121].

У відомій нам літературі відсутні експериментальні дані про напружено-деформований стан при холодному висадженні заготовок у закритому штампі. Однією з робіт, в якій дається інформація про напружено-деформований стан в процесі холодного штампування, є робота [70]. В ній приведені дані про питомі контактні навантаження і напружено-деформований стан в процесі штампування, при цьому задача вирішувалася без залучення гіпотези Хаара-Кармана про рівність окружного напруження одному з головних напружень в меридіональній площині.

Надалі при розробці технології холодного висадження сферичних стовщень шатуна пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса будемо опиратися на результати, отримані в роботі [70].

1.5. Нові процеси обробки тиском з механізмом деформацій: деформації стиску і деформація розтягу

Сучасний етап розвитку машинобудування характеризується створенням нових високих технологій, що відрізняються продуктивністю, низькими енерговитратами, якістю виробів. Таким процесом є розроблений співробітниками інституту надтвердих матеріалів Академії наук України під керівництвом професора О.О. Розенберга технологічний процес формування внутрішнього шліцьового профілю в трубних заготовках методом обтиснення втулки матрицями на профільних оправках (методом "охоплюючого" протягування).

Слід зазначити, що об'єктом наших досліджень виявився розглянутий процес через близькість (подібність) його до розглянутих процесів обкочування, розкочування і закочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса. Ця подібність (незважаючи на видиме істотне розходження) полягає в єдиному механізмі деформації: деформації стиску і деформація розтягу.

Зазначена технологія застосована також для відновлення шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2, основою якого є зазначений вище процес.

Суть процесу (рис. 1.15) полягає в тому, що трубна заготовка 1 разом з розміщеною всередині з мінімальним зазором шліцьовою оправкою 2 проштовхується через деформуючу матрицю 5. Після обтиснення по всій довжині виробу (здійснюється кілька проходів через різні робочі діаметри матриць) оправка випресовується і таким чином отримується готовий виріб. Процес дозволяє отримувати виріб підвищеної точності без подальшої чистової обробки в серійному і масовому виробництві і може бути здійснений на вертикально-протяжливих верстатах чи на гідропресах.

Цей процес можна охарактеризувати як високопродуктивний і металозберігаючий, однак його широке впровадження стримується відсутністю надійних розрахункових методів, що дозволяють визначити напружено-деформований стан на різних стадіях формування виробу з оцінкою ступеня використання пластичності, застосування різних матеріалів без технологічних відмовлень (руйнувань металу, втрати стійкості). Крім того, необхідно вміти прогнозувати на стадії проектування технологічного процесу очікувані фізико-механічні характеристики виробів. В цьому процесі осьові і радіальні зусилля досягають порядку 250 кН, а контактний тиск 1000 МПа, що може негативно позначитися на довговічності устаткування і оснащення, тому виникла необхідність проведення комплексного дослідження даного процесу.

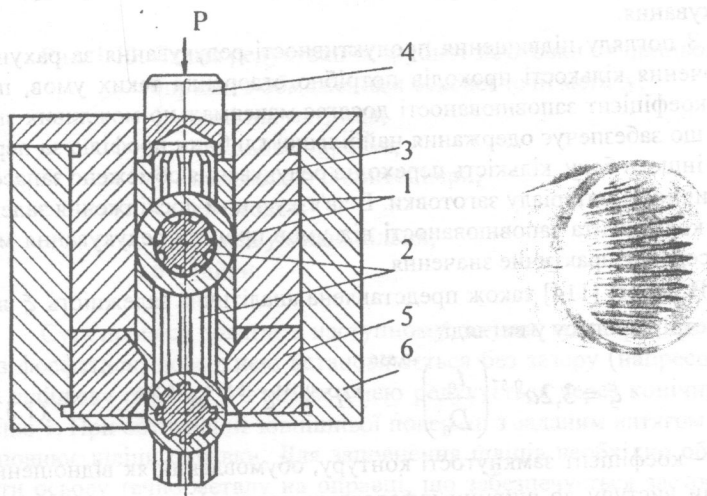


Рис. 1.15. Схема формування внутрішніх шліців в трубній заготовці шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2

При дослідженні процесу редукування в роботі [114] проводилися дослідження з встановлення експериментально-розрахункових залежностей: натягів $a = D - d_m$, де d_m - діаметр прохідного перерізу матриці, глибин профілю h , коефіцієнтів заповнюваності $\xi = 2h/\alpha$. Коефіцієнт заповнюваності введений у роботі [114] з метою зручності оцінки ефективності деформації зовнішньої поверхні втулки, що деформується, з погляду глибини формованого внутрішнього профілю.

Якщо відомі значення коефіцієнта заповнюваності для різних умов процесу редукування: ступеня деформації, відносної товщини стінки заготовки, кута робочого конуса матриці, механічних характеристик заготовки, геометрії шліцьового профілю, то можливо визначити необхідний натяг a заготовки на матрицю для одержання шліцьового профілю заданої глибини h :

$$a = \frac{2h}{\xi}. \quad (1.31)$$

При багатопереходному редукуванні залишкова глибина профілю, що формується, на сторону дорівнює:

$$h = 0,5 \sum_{n=1}^i a_n \xi_n, \quad (1.32)$$

де i - число переходів редукування, a_n - натяг на n - му переході редукування.

З погляду підвищення продуктивності редукування за рахунок скорочення кількості проходів потрібно створення таких умов, при яких коефіцієнт заповнюваності досягає максимально можливих значень, що забезпечує одержання найбільшої глибини профілю за перехід. З іншого боку, кількість переходів редукування обмежено запасом пластичності матеріалу заготовки. В зв'язку з цим дослідження залежності коефіцієнта заповнюваності від умов процесу редукування має безпосереднє практичне значення.

В роботі [114] також представлена аналітична залежність ξ від параметрів процесу у вигляді:

$$\xi = 3,2a^{0,57} \left(\frac{t_0}{D_0} \right)^{-0,556} HB^{-0,534} \zeta^{-0,517} \alpha^{-0,306}, \quad (1.33)$$

де ζ - коефіцієнт замкнутості контуру, обумовлений як відношення ширини виступу до ширини кутового кроку профілю, виміряних по дугах кіл виступів D (зовнішнього діаметра шліцьового профілю). Для трапецеподібного профілю:

$$\zeta = \frac{zS_a}{\pi D}, \quad (1.34)$$

де S_a - ширина зуба по дузі кола виступів, z - кількість шліців, D - діаметр кола виступів.

В роботі [55] показана схема деформування трубної заготовки з обмеженням осьової течії металу.

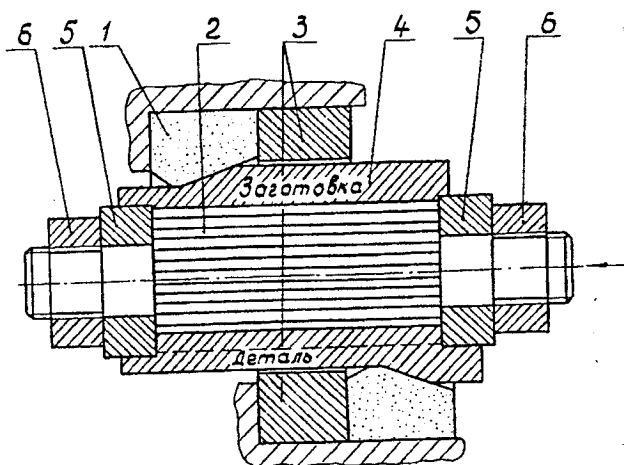


Рис. 1.13. Схема редукування трубної заготовки на шліцьовій оправці з обмеженням осьової течії металу:

- 1 – конічна матриця;
- 2 – шліцьова оправка;
- 3 – направляючі контейнери;
- 4 – заготовка;
- 5 – обмежувальні кільця;
- 6 – гайки.

Суть процесу полягає в наступному: точена, відпалена заготовка 4 з фосфатною поверхнею встановлюється без зазору (напресовкою) на шліцьову оправку 2 і разом з нею редукується через конічну матрицю 1. При обтисненні зовнішньої поверхні з заданим натягом метал заповнює шліци оправки. Для заповнення шліців необхідно обмежувати осьову течію металу на оправці, що забезпечується застосуванням обмежувальних кілець 5, укріплених на оправці гайками 6. Для напрямку заготовки служать направляючі контейнери 3. При випресуванні оправки забезпечується калібрування шліцьового отвору.

Слід відмітити, що в зазначених роботах [55, 114] відсутні дані про напружено-деформований стан заготовок, що деформуються. В літературі відсутні також дослідження, присвячені вирішенню проблем деформуємості заготовок у процесі “охоплюючого” протягування.

Між тим відсутність даних про механіку процесів, а також досліджень впливу різних технологічних факторів на вичерпання пластичності заготовок, що деформуються, не дозволяє оцінити як технологічну спадковість одержуваних виробів (як наслідок - якість виробів), так і параметри процесу, що забезпечують формоутворення заготовок без бракувальних ознак.

1.6. Відновлення пластичності відпалом після холодної деформації

Феноменологічна теорія деформуємості дозволяє оцінювати як граничні деформації в процесі формозмінювання металів, так і використаний ресурс пластичності деформуємого металу на різних стадіях формозміни.

Холодна деформація металу супроводжується його пластичним розрихленням що являє собою процес виникнення мікропор, їхнього росту і утворення тріщин. В момент досягнення тріщин критичного розміру, вони втрачають стійкість, і їх розвиток іде “вибуховим” чином, відбувається інтенсивний розвиток. Мірою відносного збільшення дефектів при деформації згідно феноменологічної теорії руйнування є значення ступеня використання запасу пластичності Ψ . Умови макроруйнування записується у вигляді $\Psi \geq 1$.

Холодна деформація заготовок у нашому розглянутому випадку (пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса, карданний вал дизель-потяга) може здійснюється в декілька етапів і супроводжуватися проміжними відпалами. З метою оцінки необхідності введення проміжних відпалів, а також встановлення якісної оцінки використаного ресурсу пластичності, після якого можна відновити пластичність, в роботах [37, 111] показано, що відновлення запасу пластичності відбувається за законом:

$$\psi = \psi_1 \exp(-\beta t), \quad (1.35)$$

де ψ і ψ_1 – ступені використання запасу пластичності до і після відпалу; β - коефіцієнт, що залежить від параметрів відпалу; t – час витримки при відпалі.

В роботі [4] використовували відновлення пластичності після холодної деформації і відпалу сталі 20 (стан постачання). Ступінь використання запасу пластичності при розтягу змінювали в межах

$\psi_1 = 0 \div 0,85$. Розтягнуті зразки відпалювали в електропечі при температурі θ і витримці t . Час витримки фіксували з моменту вирівнювання температури по перерізу зразка до моменту виймання його з печі. Умови відпалу змінювали в межах $\theta = 550 \div 750^\circ \text{C}$ і $t = 5 \div 300$ хв. (рис 1.17). Відпалені і охолоджені на повітрі зразки доводили розтяганням на дослідній установці до руйнування.

Відновлення запасу пластичності відпалом відображає значення $\Delta\psi$:

$$\Delta\psi = \psi_1 + \psi_2 - 1 \quad (1.36)$$

На рис. 1.17 і 1.18 видно, що при $\psi_1 < \psi^*$ можливе повне відновлення запасу пластичності при відпалі з витримкою $t > t^*$. З ростом часу t лінії, що відповідають значенням ψ_1 рівним 0; 0,2 і 0,3 прагнуть до асимптоти, обумовленої $\Delta\psi'$ - величиною приросту запасу пластичності за рахунок структурних дефектів. Якщо $\psi_1 > \psi^*$, то збільшення температури і часу витримки не приводить до повного відновлення запасу пластичності при відпалі.

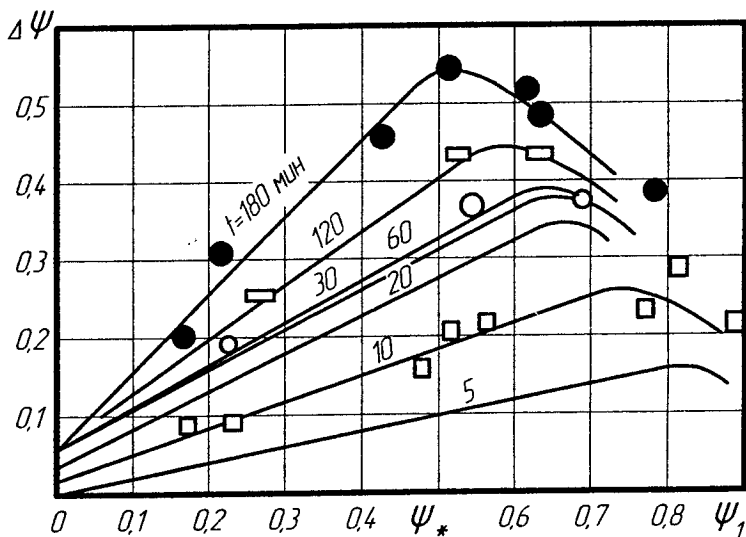


Рис. 1.17. Відновлення запасу пластичності при відпалі за час t хв. ($\theta = 600^\circ \text{C}$); точками відзначені дані дослідів

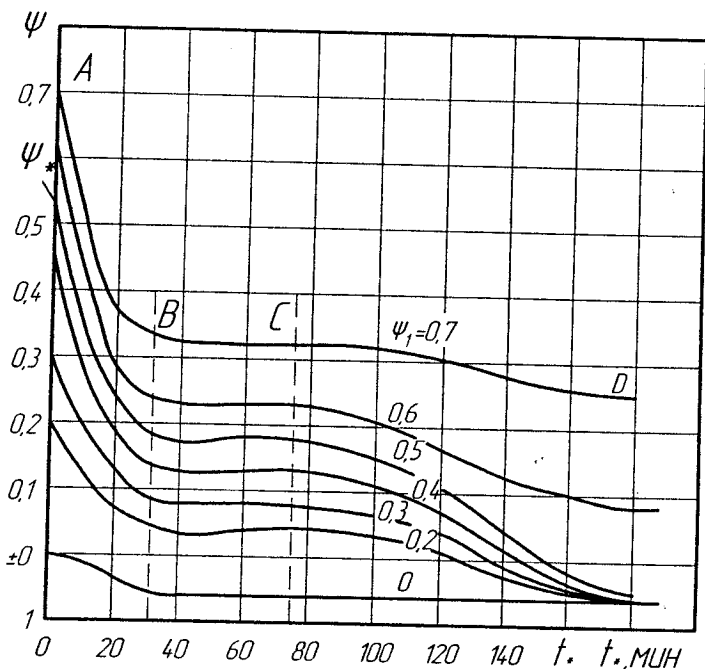


Рис. 1.18. Кінематика відновлення запасу пластичності після деформації на величину ψ_1 відпалом при $\theta = 600^\circ \text{C}$

Умова утворення дефектів при пластичній деформації, що зникає при наступному відпалі металу має вигляд:

$$\psi < \psi^*, \quad (1.37)$$

для дослідженої сталі $\psi^* = 0,5$.

Відзначимо деякі закономірності відновлення запасу пластичності при відпалі після холодної деформації. Між $\Delta\psi$ та ψ існує лінійний зв'язок, що порушується при досягненні максимуму на кожній кривій (рис. 1.17). Якщо помітити три ділянки (рис. 1.18) з різною інтенсивністю відновлення запасу пластичності, то видно, що на ділянці АВ крутизна кривих $\psi \sim t$ велика і збільшується із збільшенням ψ_1 , на ВС залишається практично постійною і близькою до нуля, а на CD – збільшується.

2. ФОРМУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ПАСПОРТА МАТЕРІАЛУ ПРИ ОБРОБЦІ МЕТАЛІВ ТИСКОМ

2.1. Експериментальна механіка машин

Традиційні уявлення про механічні характеристики матеріалу в механіці деформованого твердого тіла викладаються в дисциплінах пружного циклу, таких як опір матеріалів, теорія пластичності, теорія міцності, динаміка і міцність машин, будівельна механіка машин. Крім того, у дисциплінах, назва яких починається зі слів “міцність”, наприклад, міцність корабля, міцність будівельних споруд і ін. У теорії обробки металів тиском, де розглядаються істотні пластичні деформації (кінцеві деформації) таких стандартних механічних характеристик, як границя течії – $\sigma_{0,2}$, границя пружності – σ_{np} , границя пропорційності – σ_{mp} , границя міцності – σ_{mc} , а також характеристик пластичності – відносне залишкове подовження – $\delta = \frac{\ell_i - \ell_0}{\ell_0} \cdot 100\%$; відносне

залишкове звуження – $\psi_u = \frac{A_0 - A_u}{A_0} \cdot 100\%$ далеко недостатньо для опису механіки процесів обробки металів тиском.

Для оцінки напружено-деформованого стану заготовок, оброблюваних тиском, оцінки використаного ресурсу пластичності необхідно знати сертифікатні (стандартні) механічні характеристики матеріалу, а також мати більш широку уяву про механічні властивості оброблюваних матеріалів.

В останні роки розглянуті уявлення про властивості матеріалу у вигляді функцій знаходять широке застосування в моделюванні процесів обробки металів тиском і становить основу нової дисципліни “Експериментальна механіка машин”.

Такими універсальними механічними характеристиками матеріалів є функції матеріалу, що відображають властивості матеріалу в залежності від ступеня деформації (здатність до зміцнення), схеми напруженого стану, історії деформування. Зазначені уявлення про матеріал знайшли своє відображення в роботах кінця минулого сторіччя, присвячених розвитку феноменологічної теорії деформуємі [21, 37, 38, 39, 65, 94, 101]. У феноменологічній теорії деформуємі металів виходять з таких функцій матеріалу:

1) крива течії матеріалу в координатах – інтенсивність напружень – σ_u , інтенсивність деформації – e_u , (накопичена інтенсивність деформації – \bar{e}_u);

2) діаграма пластичності в координатах – граничний ступінь деформації – e_p (накопичена інтенсивність деформації \bar{e}_u до моменту руйнування), показник напруженого стану $\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}$;

3) діаграма стійкості в координатах – ступінь деформації до появи “шийки” – e_{cm} , показник напруженого стану η ;

4) криві Баушингера в координатах – коефіцієнт Баушингера $\beta = \frac{(\sigma_u)'}{\sigma_u}$, (де $(\sigma_u)'$ – напруження текучості після зміни напрямку деформування, σ_u – напруження текучості до розвантаження), попередня ступінь деформації в одному напрямку (на початку розтягу до σ_u , потім стиск до початку текучості σ_u);

5) градувальний графік – твердість (HV, HB, HR_C, H_r) у залежності від інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій $HV=f(\sigma_u, e_u)$;

6) залежність твердості від питомої потенціальної енергії $HV=f(W_{min})$.

Нижче викладаються методики експериментальної побудови зазначених функцій і дається аналіз отриманих результатів для сталей 38Х2МЮА і 30Х3МФА до і після термообробки, з яких виготовляється поршень і шатун аксіально-роторного поршневого насоса, а також сталі 20Х, з якої виготовляється шліцьове з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2. Отримані експериментальні дані дозволили сформулювати технологічний паспорт досліджуваних матеріалів. Результати досліджень опубліковані в роботах [59, 71, 78].

2.1.1. Побудова кривих течії досліджуваних сталей

Однією з найважливіших характеристик опору матеріалів пластичному деформуванню, застосовуваних при проектуванні технологічних процесів обробки металів тиском, є діаграма деформування або крива течії. Для ізотропного матеріалу з ізотропним зміцненням, як правило, криву течії будують за результатами випробувань на розтяг стандартних зразків (рис.2.1).

Незважаючи на можливості сучасних дослідницьких машин, в основному закордонних, на яких можливо отримати автоматично діаграми розтягу в будь-яких координатах, розглянута нижче методика досить проста і легко реалізується в механічних лабораторіях.

Перед випробуванням на робочу частину зразків зі сталей 38Х2МЮА і 30Х3МФА до і після термообробки, а також сталі 20Х наносили базові точки (рис. 2.1) вдавленням алмазної пірамідки на твердомірі під навантаженням 300 Н.

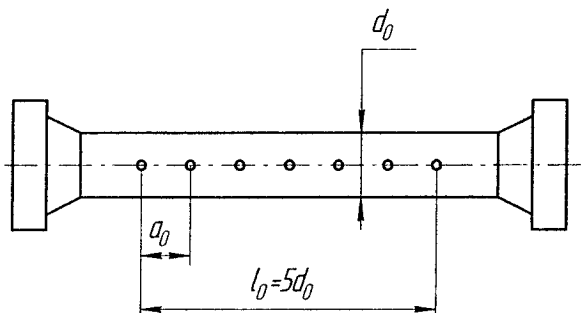


Рис. 2.1. Стандартний зразок, призначений для випробування на розтяг

При проведенні випробувань попередньо визначали стандартним методом початкову границю текучості досліджуваних матеріалів $\sigma_{0,2}$. З цією метою виготовили циліндричні зразки, призначені для випробувань на одноосьовий стиск. Їх деформували до появи залишкової деформації $e_u \approx 0,002$:

$$e_u = \ln \frac{h_0}{h_i} \quad (2.1)$$

Фіксуючи навантаження, при якому залишкова деформація $e_u \leq 0,002$, визначали умовну границю текучості:

$$\sigma_u = \frac{P_{0,002}}{A_0}, \quad (2.2)$$

де A_0 – площа циліндричного зразка:

$$A_0 = \frac{\pi d_0^2}{4}, \quad (2.3)$$

тут d_0 – діаметр зразка.

Потім циліндричні зразки, призначені для випробування на розтяг, деформували ступінчасто з повним наступним розвантаженням для виміру відстаней між точками (див. рис. 2.1). Ці відстані вимірювали на інструментальному мікроскопі типу ММІ-2 з точністю ± 5 мкм (рис. 2.2).

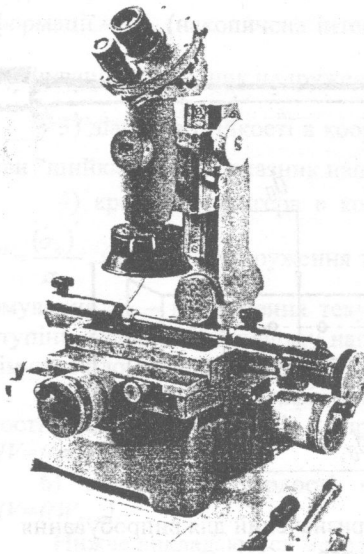


Рис. 2.2. Загальний вигляд інструментального мікроскопа ММІ-2 з досліджуваним зразком

Рекомендується навантажувати зразки до деформації $e_u \approx 0,005; 0,010; 0,020; 0,050; 0,070; 0,100; 0,150; 0,200; 0,250$ і т.д.

Момент початку появи шийки можна (з відхиленням $\sim 5\%$ по критичній деформації) зафіксувати візуально по положенню покажчика на силовимірювальному пристрої преса, відзначаючи при цьому падіння навантаження після досягнення нею максимального значення P_{max} .

Експериментальні дані обробляють за допомогою співвідношення

$$\sigma_u = \frac{P}{A}, \quad (2.4)$$

де P – деформуюче зусилля, A – площа поперечного перерізу.

Інтенсивність деформації дорівнює

$$(e_u)_{пост.} = \ln \frac{l}{l_0}. \quad (2.5)$$

Іноді зручніше розраховувати деформації через діаметри d_0 і d зразка:

$$(e_u)_{пост.} = \ln \frac{A_0}{A} = 2 \ln \frac{d_0}{d}. \quad (2.6)$$

Інтенсивність напруження розраховуємо за формулою

$$(\sigma_u)_{пост.} = P \exp(e_u) / A_0. \quad (2.7)$$

Досліджуванням на розтяг одержали дані для побудови кривої течії лише при обмежених деформаціях, рівних критичному значенню $-e_{кр.}$, що відповідає початку втрати стійкості пластичного деформування (утворенню шийки). Для побудови кривої $\sigma_u = \sigma_u(e_u)$ при накопиченій деформації $e_u > e_{кр.}$, використовували різні наближені розв'язання задач про напружений стан точок, що лежать у найменшому поперечному перерізі шийки зразка із ізотропного матеріалу [18, 26, 49]. Наприклад, відповідно до розв'язання Н.І. Давиденкова і К.І. Спирідонової [18] інтенсивність напружень у шийці зразка визначали за формулою

$$\sigma_u = \frac{4P}{\left(1 + \frac{d}{8R}\right)\pi d^2}, \quad (2.8)$$

інтенсивність деформації:

$$e_u = 2h \frac{d_0}{d}, \quad (2.9)$$

де d_0 , d – відповідно початковий і поточний найменші діаметри поперечного перерізу шийки; R – радіуси кривизни контуру шийки в точці найменшого поперечного перерізу (рис. 2.3).

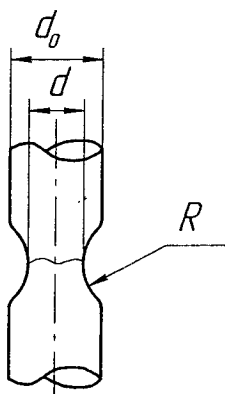


Рис. 2.3. Схема розтягнутого до руйнування зразка

Приведемо також метод, розроблений нами з метою розвитку і уточнення методу побудови кривої течії випробуванням на розтяг циліндричних зразків. У будь-який момент часу, коли шийка утворилася, зовнішній контур її можна описати функцією Гауса:

$$d(x) = d_{cm} + (d_{\min_i} - d_{cm}) \exp\left[-\left(\frac{x - x_c}{w}\right)^2\right], \quad (2.10)$$

де $d(x)$ – поточний діаметр зразка із координатою x ; (d_{\min_i}) – мінімальний поточний діаметр зразка в місці найбільшої локалізації деформації і наступного розриву; x_c – координата d_{\min_i} ; d_{cm} – діаметр зразка, що відповідає стійкій деформації (недалеко від місця розриву); W – параметр функції Гауса.

Для сталі 30ХЗМФА характер апроксимуючої функції показаний на рис. 2.4.

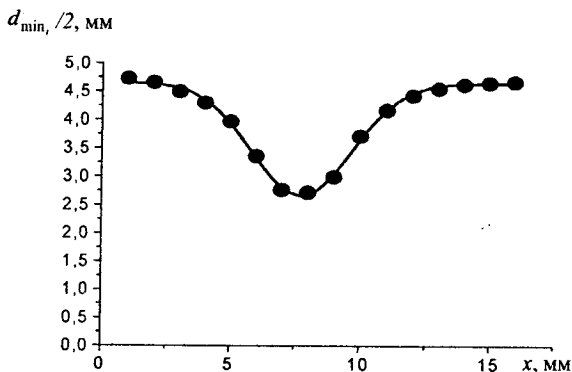


Рис. 2.4. Апроксимація контуру шийки функцією Гауса (сталь 30ХЗМФА)

Аналогічні дані отримали також для марок сталей (30ХЗМФА і 38Х2МЮА до і після термообробки). Як видно, вибір функції (2.10) виправданий досить точним описом контуру ($\chi^2 = 0,0025$, відповідність 99,6%).

У виразі (2.10) для визначення (d_{\min_i}) скористаємося експериментальними даними, отриманими П. Бріджменом [8].

З достатньою для практичних розрахунків точністю можна думати, що залежність мінімального відносного радіуса кривизни від накопиченої інтенсивності деформації має лінійний характер аж до руйнування. З врахуванням граничних умов:

$$\frac{d_{\min_i}}{R_i} = \frac{d_u}{R_u} \frac{e_i - e_{cm}}{e_u - e_{cm}}, \quad (2.11)$$

$$\text{де } e_{cm} = 2 \ln \frac{d_0}{d_{cm}}, \quad e_u = 2 \ln \frac{d_0}{d_u}.$$

Координату χ_c у формулі (2.10) можна прийняти $\chi_c=l_0/2$. При цьому $d_{\min_i} = d_{cm}$.

При апроксимації функцією Гауса у вигляді (2.10) з'являється можливість визначити мінімальний радіус кривизни, що відповідає екстремуму функції:

$$R_{i \min(x=\chi_c)} = R_i = \frac{\frac{\partial^2(d(x))}{\partial x^2}}{\left(1 + \left(\frac{\partial(d(x))}{\partial x}\right)^2\right)^{3/2}} = \frac{w^2}{d_{cm} - d_{\min_i}} \quad (2.12)$$

Умова постійності об'єму повинна виконуватися на будь-якому етапі деформування зразка:

$$\Delta = \frac{1}{l_0 d_0^2} \int_0^{l_i} d(x)^2 dx = 1, \quad (2.13)$$

де l_0, d_0 – початкові довжина і діаметр зразка; l_i – поточна довжина.

З умови (2.13) при заданій поточній довжині l_i (або видовженні Δl_i) зразка знаходимо мінімальний діаметр (d_{\min_i}).

Для досліджених сталей (30ХЗМФА і 38Х2МЮА до і після термообробки) з використанням діаграми розтягу отримали експериментально-розрахункові точки, показані на рис. 2.5.

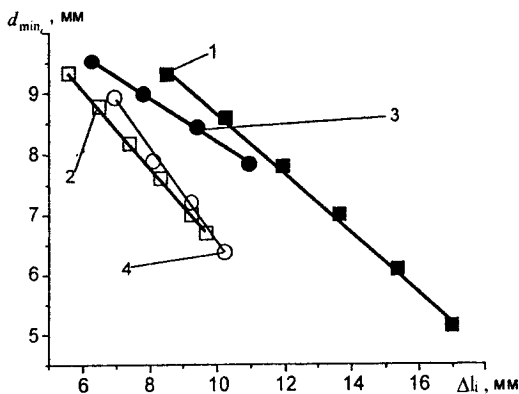


Рис. 2.5. Залежність мінімального поточного діаметра від абсолютного подовження досліджуваних марок сталей:

- 1 - 30ХЗМФА до термообробки;
- 2 - 30ХЗМФА після термообробки;
- 3 - 38Х2МЮА до термообробки;
- 4 - 38Х2МЮА після термообробки.

Таким чином, абсолютне подовження і мінімальний діаметр досить точно корелюють. Кінцеву залежність визначаємо, виходячи з граничних умов:

$$d_{\min_i}(\Delta l) = \frac{(d_{cm} - d_u)\Delta l_i + d_u\Delta l_{cm} - d_{cm}\Delta l_{розр}}{\Delta l_{cm} - \Delta l_{розр}}. \quad (2.14)$$

Інтенсивність деформації і напружень у закритичній області розраховували за формулами:

$$e_u = \ln \frac{A_0}{A_i} = 2 \ln \frac{d_0}{d_{\min_i}}; \quad (2.15)$$

$$\sigma_u = \frac{P_i}{A_i \left(1 + \frac{d_{\min_i}}{8R_i}\right)} = \frac{4P_i}{\pi d_{\min_i}^2 \left(1 + \frac{d_{\min_i}}{8R_i}\right)}. \quad (2.16)$$

Таким чином, метод побудови кривої течії наступний.

1. Попередньо визначаються шляхом відповідних вимірів величини $l_0, d_0, d_{cm}, d_u, R_u$.

2. Розбиваємо ділянку шийкоутворення на машинній діаграмі необхідними для побудови кількістю точок, задавши, таким чином, $\Delta l_i, i P_i$.

3. За формулою (2.14) визначаємо поточний мінімальний діаметр зразка d_{\min_i} і відповідну йому інтенсивність деформацій

$$e_u = 2 \ln \frac{d_0}{d_{\min_i}}.$$

Якщо після дослідження дані показують, що залежність $d_{\min_i}(\Delta l)$ нелінійна, то спочатку обчислюють параметр w – при граничних умовах $l_{розр}, \frac{d_u}{R_u}, R_u$ з виразу (2.15) із обов'язковим контролем і уточненням за умовою (2.16). Далі з умови (2.16), з використанням ЕОМ, по заданому Δl_i знаходять d_{\min_i} .

Оскільки остання точка ділянки шийкоутворення – гранична, у якій порушуються гіпотеза (а), – так само як і ділянка, що примикає до цієї точки. Для підвищення точності при побудові кривої течії варто було б виключити цю ділянку з розгляду. Аналіз ряду експериментальних даних показує, що порушення щільності матеріалу відбувається вже при деформаціях, що перевищують приблизно половину деформації, підрахованої по діаметру шийки. Інакше кажучи повинна виконуватися умова $e_u \leq 0,5(e_u)_u$. Точки, для яких не виконується ця умова, виключаються.

4. За формулою (2.14) визначаємо поточне співвідношення (по e_u).
5. Визначаємо інтенсивність напружень, використовуючи вираз (2.6).

З метою перевірки запропонованого методу побудували криві течії випробуванням коротких циліндричних зразків на стиск і на розтяг (методика приведена [21,35]). Ступінь деформації розраховувалася як середнє арифметичне по вимірах висоти зразка, площі поперечного перерізу, зміні розмірів квадратної сітки, нанесеної на бічну поверхню зразка пірамідкою твердоміра. Для зменшення впливу тертя на торці зразка наносилося графітове змащення, що складається із суміші графіту і гліцерину з прокладками із свинцю і латуні. На розтяг випробовувалися стандартні десятикратні циліндричні зразки.

На рис. 2.6-2.7 показані побудовані криві течії на стиск і розтяг 2-х марок сталей. Квадратами позначені експериментальні дані на стиск, кружечками, перекресленими хрестом – стійкий розтяг, незафарбованими кружечками – розтяг на ділянці шийкоутворення. При апроксимації використовували метод найменших квадратів. Виходячи з викладеного, можна зробити висновок про достатню близькість розташування кривих. Незначна розбіжність може бути пояснена в першу чергу впливом сил тертя при дослідженні на стиск і прийнятими допущеннями.

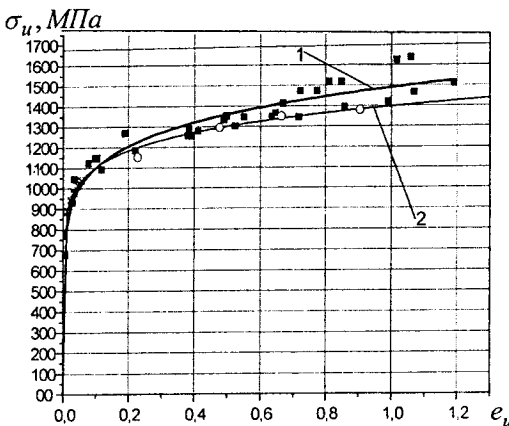


Рис. 2.6. Крива течії сталі 38X2МЮА
(1 – стиск, 2 – розтяг)

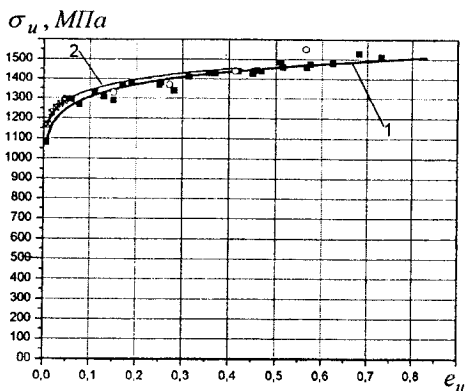


Рис. 2.7. Крива течії сталі 30Х3МФА після термообробки; (1 – стиск, 2 – розтяг)

З метою використання кривої течії в розрахунках технологічних процесів обробки металів тиском її апроксимували рівнянням

$$\sigma_u = A e_u^n, \quad (2.20)$$

де A , n - коефіцієнти апроксимації, що мають фізичний зміст: $A = \sigma_u$ при $e_u = 1$, $n = e_{кр}$ - критична деформація при умовному максимальному напруженні.

Для побудови кривої течії в області великих деформацій ($e_u \gg (e_u)_{кр.}$) випробовували циліндричні зразки на стиск розмірами $h_0 = 15$ мм, $d_0 = 10$ мм. На бічну поверхню циліндричних зразків поблизу середнього по висоті перетину наносили чотири відбитки (рис. 2.8) алмазною пірамідкою як указано в параграфі 1.2.1.

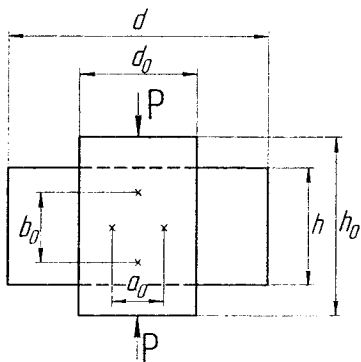


Рис. 2.8. Схема деформування зразка випробованого на осьовий стиск

Підготовлені таким способом зразки осаджували до різних ступенів деформації $e_u = 0,002; 0,005; 0,01; 0,02; 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 1,0$ аж до появи видимих неозброєним оком тріщин, що виникають, як правило, на екваторі бічної поверхні. Інтенсивність деформацій при ступенях деформації, які не викликають бочкоутворення, розраховували за формулою

$$(e_u)_{\text{стиску}} = 2 \ln \frac{d}{d_0}. \quad (2.18)$$

Інтенсивність напружень визначали по формулі:

$$(\sigma_u)_{\text{стиску}} = P / A_0 \exp(e_u), \quad (2.19)$$

При найменших ознаках бочкоутворення накопичена інтенсивність деформацій:

$$\bar{e}_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \int_0^\delta \sqrt{\left(\frac{d_z e}{d\delta}\right)^2 + \frac{de_z}{d\delta} \frac{de_\varphi}{d\delta} + \left(\frac{dt_\varphi}{d\delta}\right)^2} d\delta, \quad (2.20)$$

де параметр $\delta = \frac{h_0 - h}{h_0}$ характеризує стадію деформації циліндра і об-

числюється після виміру висоти циліндра h_0 , h до і після осадки. Якщо бочкоутворенність незначна (осадка циліндра в умовах змащення контактних поверхонь) то накопичену інтенсивність деформації \bar{e}_u можна прийняти рівною інтенсивності деформації і розрахувати по (1.12).

Інтенсивність напружень σ_u у цьому випадку розраховували по (2.19).

Відповідно до деформаційної теорії пластичності

$$\sigma_z - \sigma = s_r = \frac{2\sigma_u}{3} e_r, \quad (2.21)$$

тоді гідростатичний тиск

$$\sigma = -\frac{2\sigma_u}{3} e_r, \quad (2.22)$$

де $G = \frac{2\sigma_u}{3e_u}$ - січний модуль пластичності, тоді:

$$\sigma = -Ge_r, \quad (2.23)$$

а компоненти дивіатора напружень S_z , S_φ відповідно рівні:

$$s_\varphi = \sigma_\varphi - \sigma = Ge_\varphi, \quad (2.24)$$

$$s_z = \sigma_z - \sigma = Ge_z, \quad (2.25)$$

тоді компоненти тензора напружень:

$$\sigma_z = Ge_z + \sigma = Ge_z - Ge_r = G(e_z - e_r), \quad (2.26)$$

окружний компонент тензора напружень дорівнює:

$$\sigma_{\varphi} = G e_{\varphi} + \sigma = G e_{\varphi} - G e_r = G(e_{\varphi} - e_r). \quad (2.27)$$

Отже, знаючи січний модуль пластичності $G = \frac{2\sigma_u}{3e_u}$ визначили всі головні напруження на бічній поверхні циліндра, що осаджується. При цьому:

$$\sigma_1 = \sigma_{\varphi} = G(e_{\varphi} - e_z); \quad (2.28)$$

$$\sigma_2 = \sigma_r = 0; \quad (2.29)$$

$$\sigma_3 = \sigma_z = G(e_z - e_r), \quad (2.30)$$

а інтенсивність напружень по (1.19).

Запропонована методика дозволяє одержати криву течії в інтервалі деформацій від $e_u = 0$ до $e_u = 1$ не залежно від виду напруженого стану, реалізованого в результаті випробування.

На рис. 2.9-2.12 показані побудовані за зазначеною методикою криві течії сталей: 38Х2МЮА (стан постачання, рис. 2.9), 38Х2МЮА (після термообробки, рис. 2.10), 30Х3МФА (стан постачання, рис. 2.11), і 30Х3МФА (після термообробки, рис. 2.12). Різними точками показані результати досліджень на стиск і розтяг. Криві течії апроксимували виразом (2.17).

$\sigma_u, \text{ МПа}$

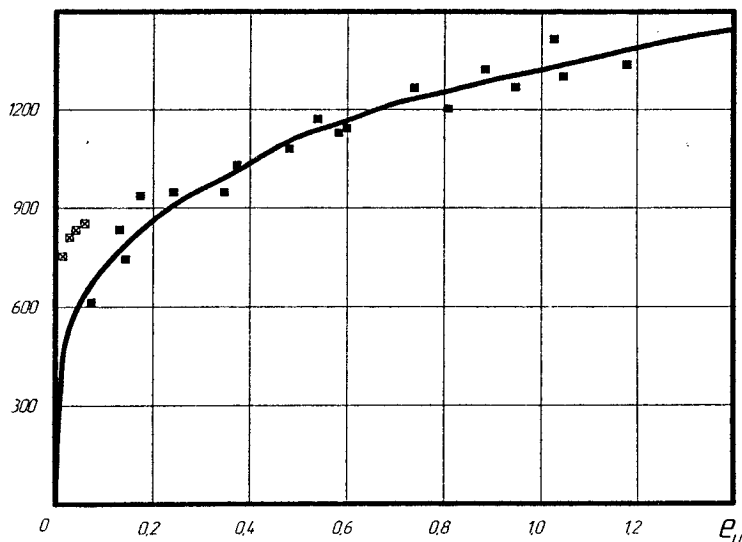


Рис. 2.9. Крива течії сталі 38Х2МЮА в стані постачання.
Друга партія (○ – стиск, □ – розтяг, — – апроксимація)

$\sigma_U, \text{МПа}$

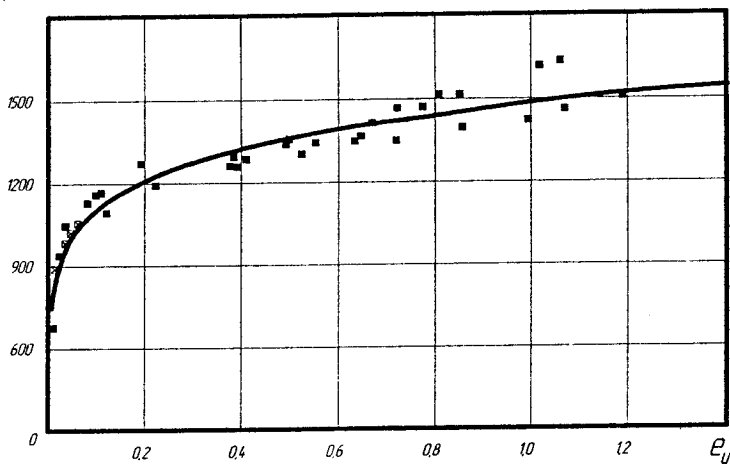


Рис. 2.10. Крива течії сталі 38X2МЮА після термообробки.
Друга партія (○ – стиск, □ – розтяг, — – апроксимація)

$\sigma_U, \text{МПа}$

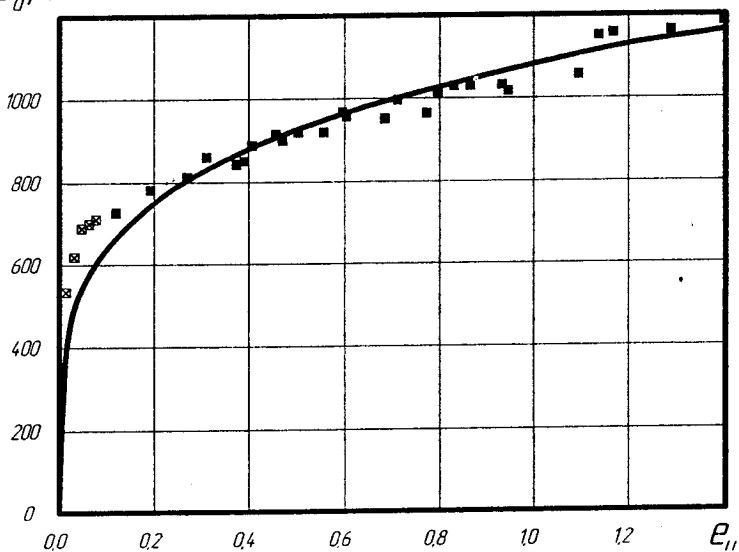


Рис. 2.11. Крива течії сталі 30X3МФА в стані постачання.
Друга партія (○ – стиск, □ – розтяг, — – апроксимація)

$\sigma_u, \text{МПа}$

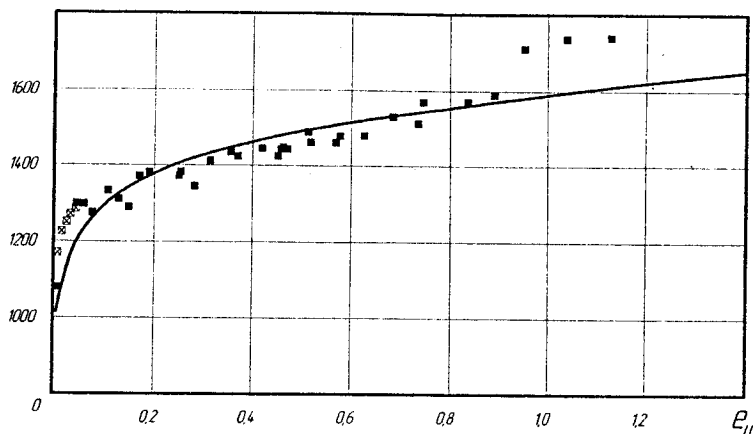


Рис. 2.12. Крива течії сталі 30X3МФА після термообробки.
Друга партія (■ – стиск, ● – розтяг, — – апроксимація)

Для визначення коефіцієнтів A і n застосували наступну методику. На кривій течії виділили дві довільні точки: точка 1 з координатами e_{u1} і σ_{u1} і точка 2 з координатами e_{u2} і σ_{u2} . Тоді, для першої точки: $\sigma_{u1} = Ae_{u1}^n$, прологарифмувавши, одержали:

$$\ln \sigma_{u1} = \ln A + n \ln e_{u1}. \quad (2.31)$$

Для іншої точки аналогічно:

$$\ln \sigma_{u2} = \ln A + n \ln e_{u2}. \quad (2.32)$$

Віднімаючи з рівняння (2.31) рівняння (2.32), одержали:

$\ln\left(\frac{\sigma_{u1}}{\sigma_{u2}}\right) = n \ln\left(\frac{e_{u1}}{e_{u2}}\right)$, тоді:

$$n = \ln\left(\frac{\sigma_{u1}}{\sigma_{u2}}\right) / \ln\left(\frac{e_{u1}}{e_{u2}}\right) \quad (2.33)$$

Підставивши значення n в одну з формул (2.31) або (2.32), знаходили коефіцієнт A . Отримані значення A і n перевірили на різних точках кривих течії.

Для сталей: 38X2МЮА в стані постачання (див. рис. 2.9) $A=1330 \pm 2,5 \text{ МПа}$, $n=0,259 \pm 0,024$; 38X2МЮА після термообробки (див. рис. 2.10) $A=1488 \pm 1,6 \text{ МПа}$, $n=0,131 \pm 0,009$; 30X3МФА в стані постачання (див. рис. 2.11) $A=1081 \pm 0,92 \text{ МПа}$, $n=0,227 \pm 0,013$, 30X3МФА після термообробки (рис. 2.12) $A=1587 \pm 1,6 \text{ МПа}$, $n=0,009 \pm 0,007$.

Експериментальні дані, що використовувалися в розрахунках, зведені в таблицю 2.1.

Таблиця 2.1

Експериментальна перевірка методу побудови кривої течії

Матеріал сталі	d_{em}	d_m	R_m	w	ММ					
					стиск		розтяг		стійкий розтяг	
					A, МПа	n	A, МПа	n	A, МПа	n
30Х3МФА	9,34	5,15	8	5,5	1039	0,180	1091	0,169	1163	0,186
					$\pm 0,9$	$\pm 0,01$	$\pm 2,8$	$\pm 0,015$	$\pm 8,84$	$\pm 0,025$
					95,5%*		96,4%*		95,4%*	
30Х3МФА після термообробки	9,35	6,7	5,2	3,7	1525	0,069	1530	0,056	1537	0,058
					$\pm 0,9$	$\pm 0,00$	$\pm 2,8$	$\pm 0,007$	$\pm 1,84$	$\pm 0,003$
					93,2%*		91,5%*		99,1%*	
38Х2МЮА	9,55	7,85	34	7,6	1255	0,176	1220	0,121	1134	0,096
					$\pm 1,8$	$\pm 0,04$	$\pm 3,5$	$\pm 0,012$	$\pm 2,38$	$\pm 0,006$
					88,4%*		95,3%*		99%*	
38Х2МЮА після термообробки	9,75	6,4	3,4	3,4	1488	0,131	1391	0,1034	1396	0,104
					$\pm 1,6$	$\pm 0,00$	$\pm 1,56$	$\pm 0,004$	$\pm 1,78$	$\pm 0,004$
					90,6%*		98,9%*		99,6%*	

* – кореляція апроксимуючої функції.

Варто відмітити, що після термообробки досліджених сталей при ступені деформації $e_u=1$ напруження текучості зросло в 1,13 рази (від 1330 МПа до 1500 МПа). Однак схильність до зміцнення сталі 38Х2МЮА після термообробки зменшилася. Схильність до зміцнення буде характеризувати параметр зміцнення $d\sigma_u/de_u$. Починаючи із деформації e_u приблизно рівної 0,6 криві течії можна лінеаризувати, тангенс кута нахилу лінеаризованих функцій складає відповідно для сталі 38Х2МЮА до термообробки:

$$\frac{d\sigma_u}{de_u} = 400 \text{ МПа}, \quad (2.34)$$

а для сталі 38Х2МЮА після термообробки:

$$\frac{d\sigma_u}{de_u} = 286 \text{ МПа}. \quad (2.35)$$

На рис. 2.13 - 2.14 показані побудовані за розробленою методикою криві течії сталей 38Х2МЮА і 30Х3МФА в стані постачання першої партії (експерименти проведені в листопаді 2003 року).

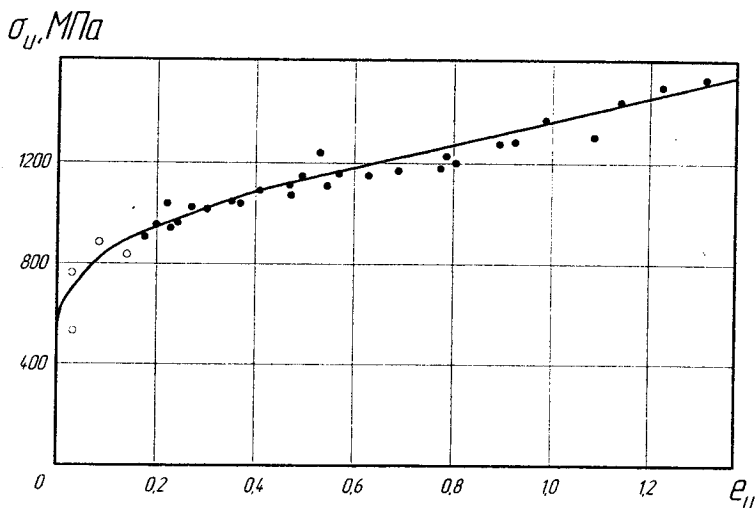


Рис. 2.13. Крива течії сталі 38Х2МЮА в стані постачання.
Перша партія (• – стиск, ° – розтяг, — – апроксимація)

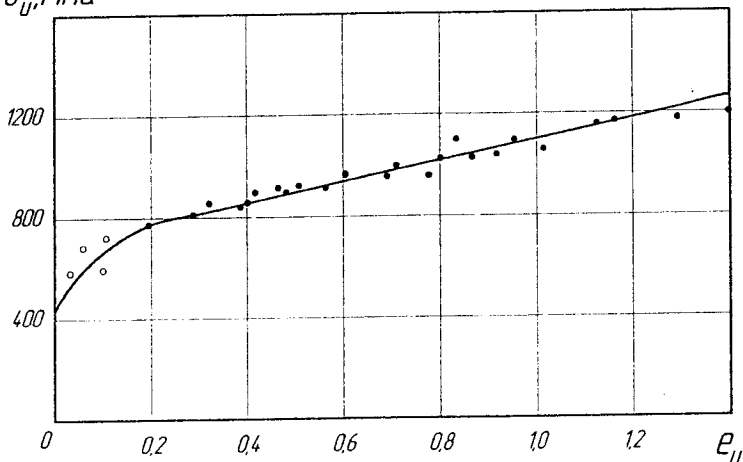
$\sigma_u, \text{МПа}$ 

Рис. 2.14. Крива течії сталі 30X3MFA в стані постачання.
Перша партія (• – стиск, ° – розтяг, — – апроксимація)

Відмітимо, що коефіцієнти апроксимації кривих A і n близькі, це підтверджує вірогідність отриманих результатів за розробленою методикою. Так коефіцієнти A , n виявилися для 1 і 2 партії (сталь 38X2MЮА) майже рівними $A_1=1347\text{МПа}$, $A_2=1330\text{МПа}$, $n_1=0,258$, $n_2=0,26$.

Ці ж коефіцієнти для сталі 30X3MFA склали для двох партій $A_1=1093\text{МПа}$, $A_2=1081\text{МПа}$, $n_1=0,267$, $n_2=0,227$.

Відхилення параметра апроксимації A для 1 і 2 партії зразків сталі 30X3MFA знаходиться в межах 1%, а параметр n – 15%. Відхилення параметра A для 1 і 2 партії зразків сталі 38X2MЮА не перевищує 1,3%, а параметр n – у межах 3%.

Результати апроксимації кривих течії досліджуваних сталей наведені в таблиці 2.2.

Таблиця 2.2

**Апроксимуючі коефіцієнти кривих течії
сталей 38X2MЮА і 30X3MFA**

Матеріал	A_1 МПа	A_2 МПа	δA	n_1	n_2	δn	$\frac{d\sigma_u}{d\varepsilon_u}$
Сталь 38X2MЮА	1347	1330	1,26	0,258	0,26	2,62	400
Сталь 38X2MЮА після термообробки	-	1488	-	-	0,131	-	286
Сталь 30X3MFA	1093	1081	1,09	0,267	0,227	14,9	250
Сталь 30X3MFA після термообробки	-	1587	-	-	0,09	-	167

Незначне відхилення параметрів апроксимації кривих течії розглянутих сталей підтверджує вірогідність отриманих моделей матеріалу.

За даною методикою побудована крива течії сталі 20Х (рис. 2.15), з якої виготовляється шліцьове з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2.

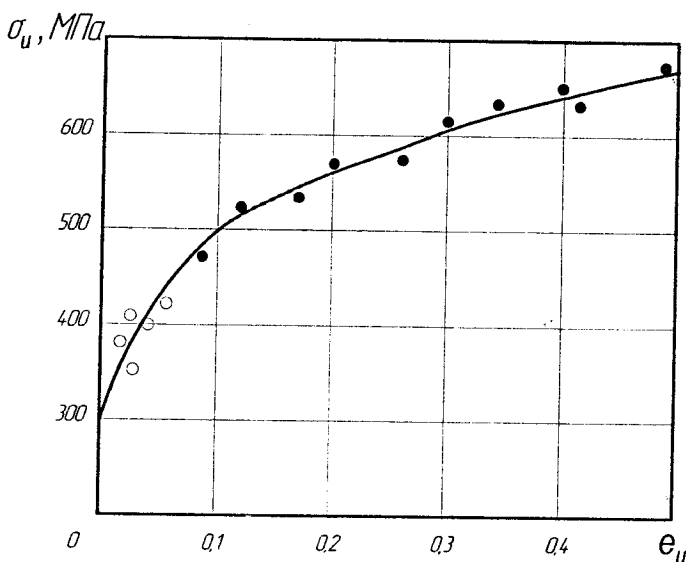


Рис. 2.15. Крива течії сталі 20Х
(• – стиск, ◦ – розтяг, — – апроксимація)

Характеристика сталі 20Х наведена в таблиці 2.3.

Таблиця 2.3

Характеристика матеріалу

Марка сталі	C	Mn	Cr	HV, МПа	KCV, мДж/м ²	$\sigma_{0.2}$, МПа	$\sigma_{ст.}$, МПа	δ , %	$\psi_{ш}$, %
20 X	0,17-0,23	0,5-0,8	0,7-1,0	1500	0,6	635	780	11	40

У таблиці 2.4 наведені експериментальні дані про властивості сталей 30Х3МФА і 38Х2МЮА як в стані постачання, так і у стані після термообробки у вигляді стандартних механічних характеристик, загальноприйнятих в опорі матеріалів.

Стандартні механічні характеристики сталей 30ХЗМФА і 38Х2МЮА

Матеріал сталі	Довжина Робочої частини, мм		Діаметр робочої частини, мм		P_{\max} , Н	$P_{0,2}$, Н	δ , %	$\psi_{\text{ш}}$, %	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_{\text{плі}}$, МПа
	l_0	l_i	d_0, A_0	d_i						
30ХЗМФА до т. о.	101,3	118	9,98 0,782	5,1	57800 57000	38320	16,8	73,37	490	708
	100,3	110	10,08 0,798	6,7	97800	81570	9,59	55,82	1023	122
38Х2МЮА до т. о.	100,4	111,3	10,04 0,785	6,5	47980 63770	46100	10,8	58,08	585	711
	99,73	109,3	10,0 0,79	6,3	77500	65900	9,6	59,54	834	981

Як впливає з наведеної таблиці, границя течії сталі 38Х2МЮА вище границі течії сталі 30Х3МФА в 1,19 разів. Однак після термообробки границя течії сталі 30Х3МФА виявилася вище границі течії сталі 38Х2МЮА в 1,23 рази.

Межі міцності зазначених сталей у стані постачання близькі. Розбіжність не перевищує 0,5%. Після термообробки межа міцності сталі 30Х3МФА виявляється вище межі міцності сталі 38Х2МЮА в 1,25 рази.

Що стосується характеристик пластичності, то відносно залишкове подовження δ сталі 30Х3МФА перевищує δ для сталі 38Х2МЮА в стані постачання в 1,55 рази. Характеристика $\psi_{ш}$ відповідно – у 1,26 рази.

Після термообробки ці характеристики пластичності не відрізняються: для сталі 30Х3МФА $\delta = 9,59\%$, $\psi_{ш} = 55,8$; для сталі 38Х2МЮА $\delta = 9,6\%$, $\psi_{ш} = 59,5$. Інакше кажучи, схильність сталей до утворення місцевого зменшення в діаметрі виявилася практично однакова.

2.1.2. Побудова діаграм пластичності досліджуваних сталей

Іншою, не менш важливою характеристикою матеріалу, чим крива течії, є діаграма пластичності, що відображає залежність пластичності (накопиченої інтенсивності деформації) від показника напруженого стану (виду напруженого стану).

Пластичність залежить від багатьох факторів, серед яких основними є термомеханічні параметри процесу: температура, швидкість деформування, схема напруженого стану. При холодній обробці тиском вплив схеми напруженого стану виявляється одним з найважливіших факторів, що визначає пластичність металів [16]. Вплив схеми напруженого стану показано в класичних дослідженнях П. Бріджмена [8], у роботах Б.Д. Грозіна [13], Б.И. Береснева [3] і ін. Стискаючі напруження збільшують пластичність, розтягуючі - знижують її. Найбільш повне визначення залежності пластичності від виду напруженого стану приведено в роботах С.И. Губкіна [16], В.А. Бабичкова [1], Л.Д. Соколова [102], Г.А. Смірнова-Аляєва [99], В.Л. Колмогорова [39], і їхніх співробітників [37]. У зазначених роботах як міра пластичності прийнята гранична деформація, обумовлена співвідношенням (1.2), або величина, що відрізняється від e_p постійним множником.

Показники напруженого стану, від яких при холодній обробці тиском істотно залежить пластичність, звичайно складаються із інваріантів тензора напружень. Таким показником є показник С.І. Губкіна:

$$\alpha = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{3}\tau_u}, \quad (2.36)$$

використаний В.А. Бабичковим у вигляді

$$\Pi = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{I_1(\tau\sigma)}{\sqrt{3}I_2(D\sigma)} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{2}\sigma_u}, \quad (2.37)$$

Г.А. Смірновим -Аляєвим (1.4), В.Л. Колмогоровим (1.5).

Відмітимо, що показник у вигляді (2.37) приведений у роботах С.І. Губкіна [17], і показники (2.37) і (1.4) відрізняються лише постійним множником.

Перевагою показників (1.4, 1.5, 2.36, 2.37) є наступне. Вони складені з інваріантів тензора напружень, які враховують гідростатичний тиск, що має істотний вплив на пластичність, а також інтенсивність нормальних або дотичних напружень, що визначають пластичну течію матеріалу. Природно очікувати, що пластичність при простому навантаженні залежить від деякого параметра, обумовленого величиною основних інваріантів тензора напружень. Тому з безлічі характеристик напруженого стану переважніші показники, обумовлені через інваріанти. Однак слід зазначити, що перераховані показники не враховують можливий вплив третього інваріанта тензора напружень на пластичність.

Відносний вплив третього інваріанта тензора напружень на пластичність висвітлений у роботах [65, 111], у яких дослідженнями в камері високого тиску (до 20000 атм.) показана необхідність побудови діаграми пластичності в координатах:

$$e_p = f(\eta, \chi), \quad (2.38)$$

де

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T\sigma)}}{\sqrt{3}I_2(D\sigma)} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_u}. \quad (2.39)$$

Таким чином, залежність граничної деформації e_p від показників, що характеризують напружений стан, називають діаграмою пластичності. Сучасні діаграми пластичності будують у координатах $e_p = f(\eta, \mu, \chi)$.

Діаграми пластичності досліджуваних сталей будували в координатах: гранична деформація e_p , показник напруженого стану η за методикою, викладеною в роботі [65].

З цією метою виготовили зразки на розтяг. Випробування на розтяг зразків проводили на універсальній розривній машині Р-20 (рис. 2.16) з механічним приводом і ричажним маятником силовимірювача до 196 кН (20т).

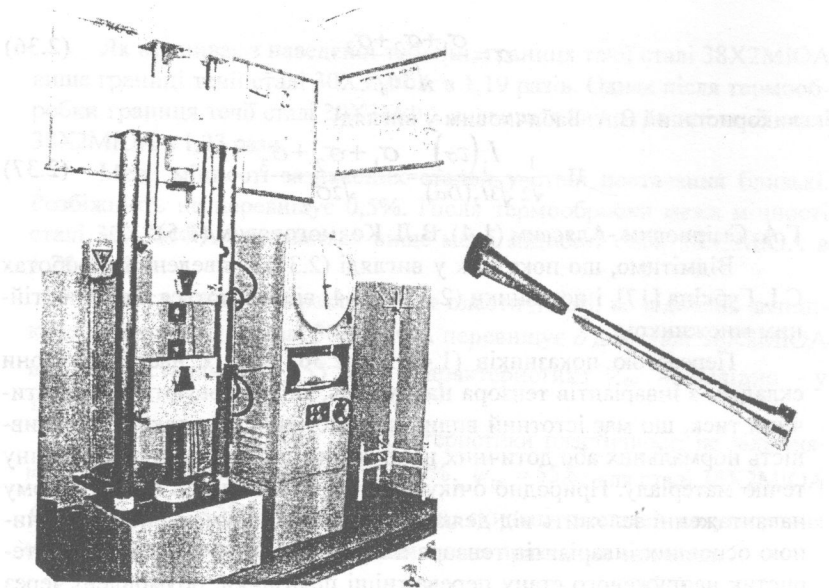


Рис. 2.16. Універсальна машина Р-20 з досліджуваним зразком

Машина призначена для випробування зразків металу на розтяг при нормальних умовах за ДСТ 1497 – 73. Граничну деформацію ϵ_p при розтягу розраховували по (1.7), при цьому показник напруженого стану $\eta=1$. Якщо при розтягу утвориться шийка, показник напруженого стану розраховували по (1.9). Дослідження на кручення проводили із стандартними зразками на машині КМ– 50 (рис. 2.17), призначеній для досліджень зразків на кручення з максимальним крутним моментом 500 Нм. Машина оснащена електромеханічним приводом активного захоплення, має електричний тип моментомірювача. Зусилля, що прикладається до зразка, сприймалося пружним елементом моментомірювача. Пружний елемент, деформуючись, викликав зміну значення навантаження циркуляційного датчика. Зміна напруження передавалася на відліковий пристрій. Одночасно на діаграмі апарата вівся запис діаграми: “крутний момент, - кут закручування”.

Граничну деформацію при крученні визначаємо за формулою (1.10), де α_p – кут між подовжньою віссю зразка і рискою, нанесеною до дослідження уздовж утворюючого, який вимірювали поблизу місця руйнування на інструментальному мікроскопі з точністю до 1/60 град. Показники напруженого стану η при крученні $\eta=0$.

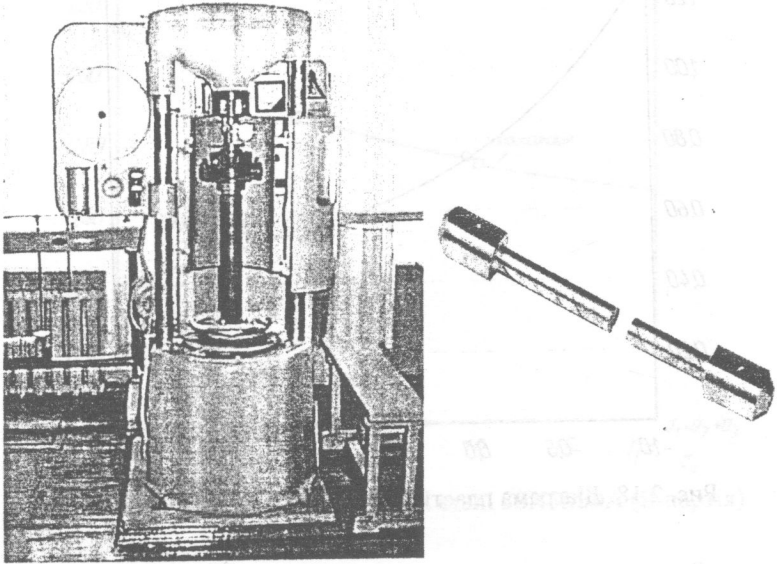


Рис.2.17. Загальний вигляд машини КМ-50 з досліджуваним зразком

Крім того, зразки випробували на стиск аж до руйнування за методикою, викладеною в [65], при цьому граничну деформацію розраховували по (1.11), показник напруженого стану $\eta = -1$ (якщо бочка відсутня).

У випадку, якщо після стиску до появи макротріщини виявляли бочку, показник η розраховували за формулою (1.9).

Отримані експериментальні значення граничних деформацій при різних показниках напруженого стану $\eta = 1$; $\eta = 0$; $\eta = -1$; $\eta > 1$ (врахування шийкоутворення); $0 \leq \eta \leq -1$ (різні умови тертя в контакт); дозволили побудувати діаграми пластичності сталей 30Х3МФА, 38Х2МЮА, в стані постачання, 30Х2МФА, 38Х2МЮА - після термообробки двох партій зразків і сталі 20Х, які показані на рис. 2.18-2.26. При побудові діаграм пластичності використовували апроксимацію В.А. Огороднікова [65, 67].

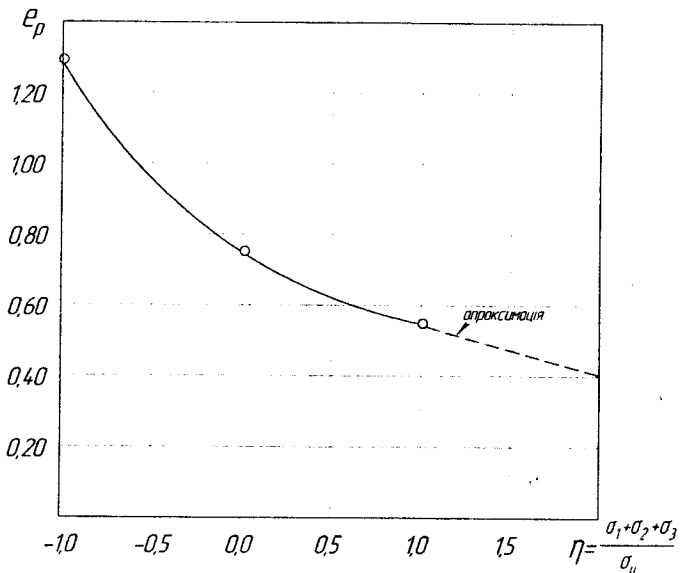


Рис. 2.18. Діаграма пластичності сталі 38X2МЮА (II партія)

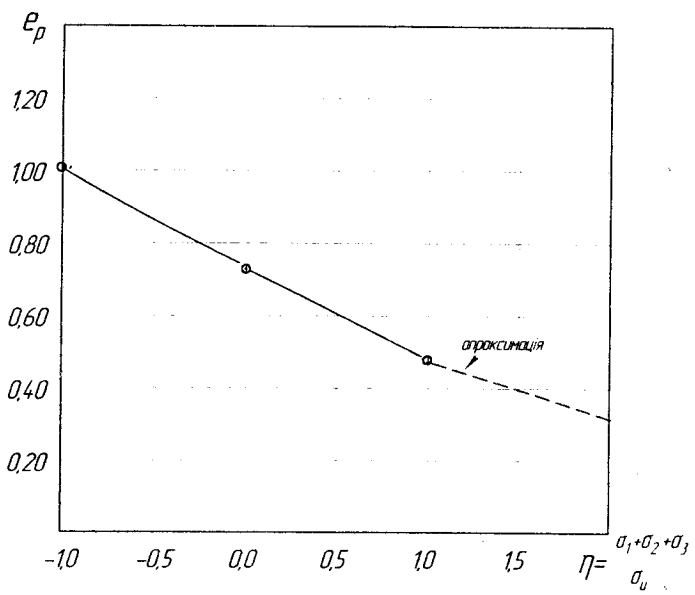


Рис. 2.19. Діаграма пластичності сталі 38X2МЮА після термообробки

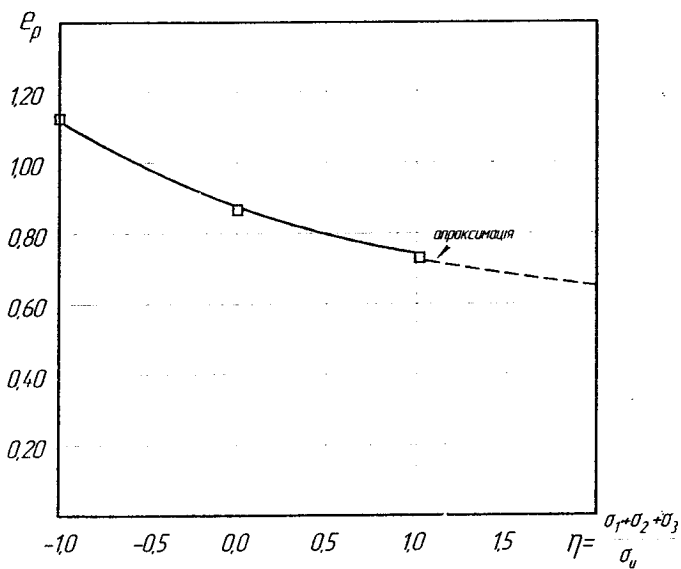


Рис. 2.20. Діаграма пластичності сталі 30Х3МФА (II партія)

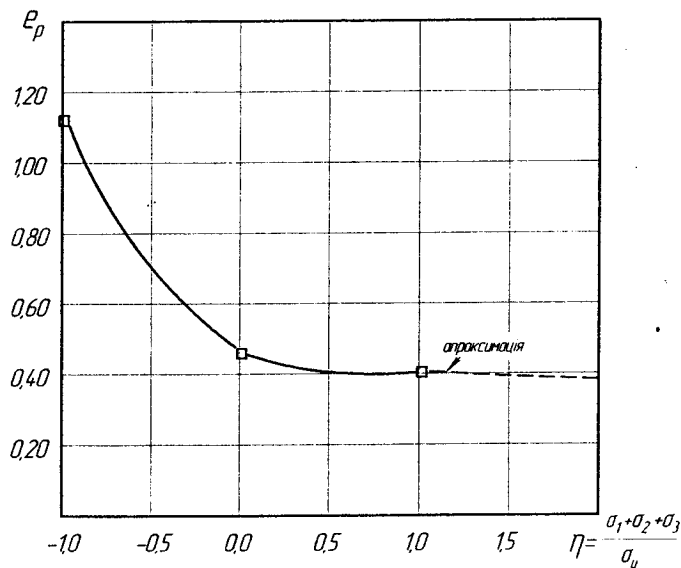


Рис. 2.21. Діаграма пластичності сталі 30Х3МФА після термообробки

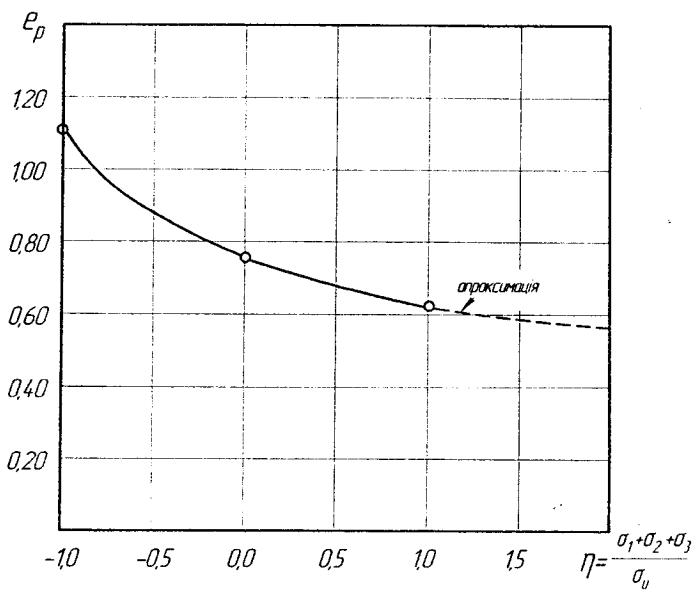


Рис. 2.22. Діаграма пластичності сталі 38Х2МЮА (I партія)

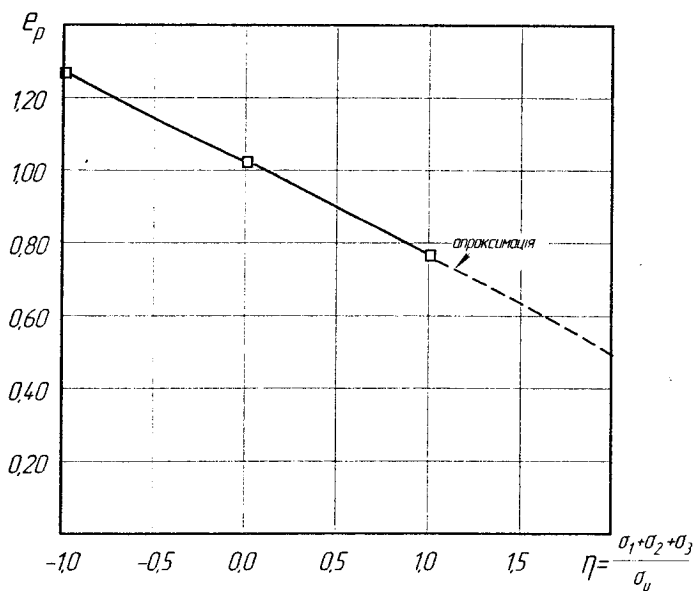


Рис. 2.23. Діаграма пластичності сталі 30Х3МФА (I партія)

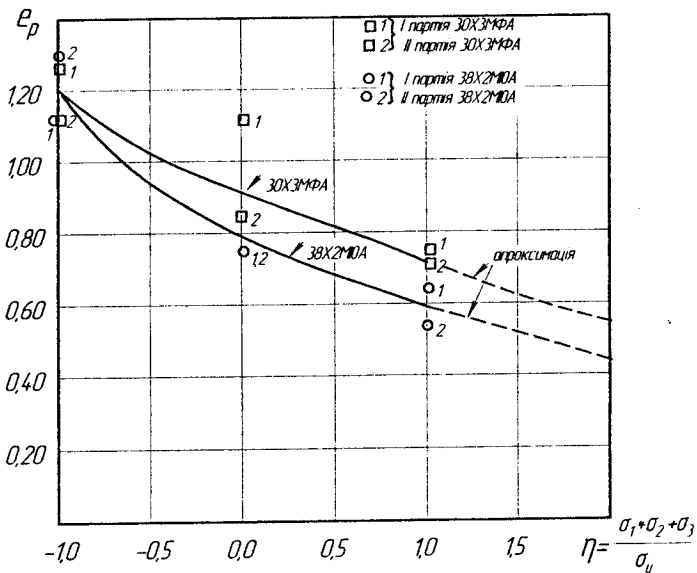


Рис. 2.24. Діаграми пластичності сталей 30X3MFA і 38X2MЮA (випробувано дві партії зразків)

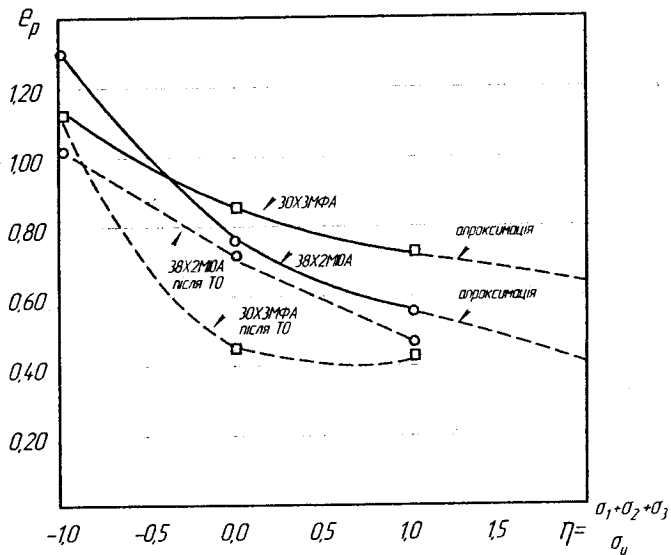


Рис. 2.25. Діаграми пластичності сталей 30X3MFA і 38X2MЮA до і після термообробки (II партія зразків)

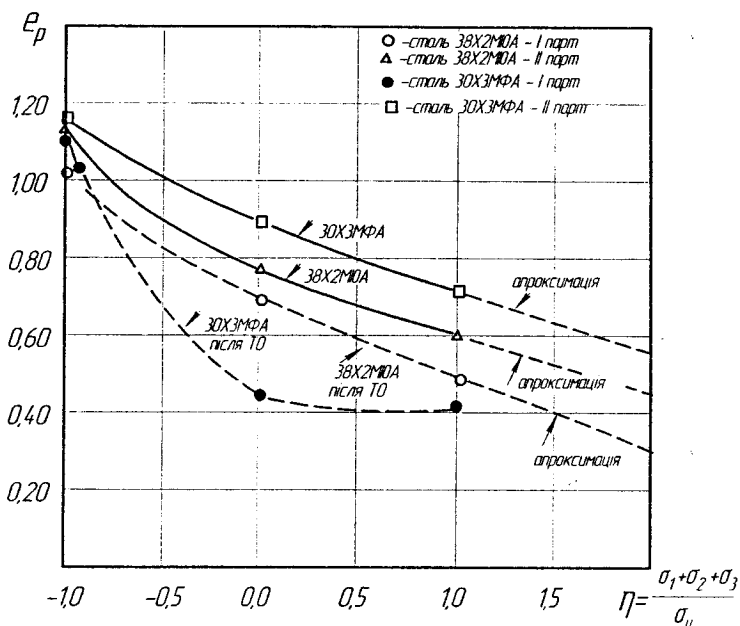


Рис. 2.26. Діаграми пластичності сталей 38X2MЮА і 30X3МФА в стані постачання і після термообробки (I, II партії)

На рис. 2.18 і 2.20 показані побудовані за викладеною методикою діаграми пластичності сталей 38X2MЮА і 30X3МФА, а на рис. 2.19, 2.21 - діаграми пластичності тих же сталей після термообробки. На рис. 2.24 показані діаграми пластичності сталей 38X2MЮА і 30X3МФА в координатах: гранична деформація ϵ_p , показник напруженого стану η .

На рис. 2.25 показані діаграми пластичності двох партій зразків із сталей 38X2MЮА і 30X3МФА до і після термообробки, а на рис. 2.26 показані діаграми пластичності першої і другої партій вище зазначених сталей.

У таблиці 2.5 наведені результати експериментальних даних про пластичність розглянутих сталей при різних показниках напруженого стану, а також результати розрахунку коефіцієнтів чутливості пластичності λ , до зміни схеми напруженого стану.

Результати експериментальних даних про пластичність сталей
38Х2МЮА, 30Х3МФА і 20Х при різних показниках η
 а також значення коефіцієнта λ_i

Матеріал сталі	Граничні деформації			Коефіцієнт	
	$e_p (\eta=1)$	$e_p (\eta=0)$	$e_p (\eta=-1)$	λ_1	λ_2
II партія 38Х2МЮА	0,55	0,75	1,28	0,31	0,534
II партія 38Х2МЮА після термообробки	0,475	0,725	1,00	0,423	0,32
II партія 30Х3МФА	0,73	0,35	1,125	0,15	0,28
II партія 30Х3МФА після термообробки	0,42	0,45	1,125	0,069	0,916
I партія 38Х2МЮА	0,60	0,75	1,145	0,143	0,423
I партія 30Х3МФА	0,75	1,16	1,25	0,436	0,075
20Х	0,32	0,62	1,42	0,66	0,69

Як випливає з отриманих результатів, пластичність досліджуваних сталей істотно залежить від показника напруженого стану, при цьому в умовах розтягу (показник $\eta=1$) пластичність сталі 30Х3МФА вище пластичності сталі 38Х2МЮА в стані постачання в 1,23 рази, у стані після термообробки – у 1,13 раз. В умовах зрушення, коли показник напруженого стану дорівнює нулю ($\eta=0$), пластичність сталі 30Х3МФА вище пластичності сталі 38Х2МЮА в стані постачання в 1,34 рази, а в стані після термообробки – у 1,61 раз. В умовах одноосового стиску, коли показник ($\eta=-1$) пластичність сталі 38Х2МЮА виявляється вище пластичності сталі 30Х3МФА в 1,02 рази, тобто пластичність розглянутих сталей при стиску практично не відрізняється. Аналогічний висновок можна зробити про пластичність сталей після термообробки.

Становить практичний інтерес величина параметра, що характеризує схильність пластичності сталей до зміни показника η . Такий параметр наведений у роботі [65, 67] і приведений у таблиці 2.5. В об-

ласті зміни показника $1 \geq \eta \geq 0$ ("жорстка" схема напруженого стану) параметр λ_1 для сталі 38Х2МЮА в стані постачання виявився рівним $\lambda_1 = 0,23$, а для сталі 30Х3МФА - $\lambda_1 = 0,29$, отже "чутливість" пластичності до зміни схеми напруженого стану сталі 30Х3МФА вище в 1,26 рази. Ця ж тенденція зберігається для зазначених сталей і після термообробки, однак у цьому випадку приріст пластичності сталі 38Х2МЮА більш істотний. Коефіцієнт λ_1 сталі 38Х2МЮА після термообробки вище коефіцієнта λ_1 сталі 30Х3МФА в 6 разів.

Крім того, слід відзначити, що вплив термообробки знижує пластичність як в умовах розтягу, так і в умовах зсуву. В області зміни показника η $0 \geq \eta \geq -1$ ("м'яка" схема напруженого стану) спостерігається наступна тенденція зміни пластичності. Так коефіцієнт λ_2 для сталі 38Х2МЮА в стані постачання виявився вище коефіцієнта λ_2 для сталі 30Х3МФА в 5,4 рази. Однак термообробка вплинула на тенденцію приросту пластичності. Коефіцієнт λ_2 сталі 30Х3МФА більше коефіцієнта λ_2 сталі 38Х2МЮА в 2,86 рази. В області зміни показника $0 \geq \eta \geq -1$ термообробка знижує пластичність в умовах зсуву, а в умовах стиску підвищує її.

Усе викладене ілюструється рис. 2.18 - 2.26, на яких представлені діаграми пластичності досліджуваних сталей як у стані постачання (на рис. 2.25 показані суцільними лініями), так і після термообробки (пунктирні лінії).

На рис. 2.26 показані діаграми пластичності досліджуваних сталей, як у стані постачання, так і після термообробки, отримані статистичною обробкою експериментальних даних за результатами досліджень двох партій зразків.

Як показано на рисунках пластичність сталі 38Х2МЮА в умовах розтягу практично збіглася ($e_p(\eta=1)=0,55$ II партія, $e_p(\eta=1)=0,60$ I партія), в умовах зсуву граничні деформації збіглися ($e_p(\eta=0)=0,75$). В умовах стиску граничні деформації двох партій відрізняються не більш, ніж на 10%.

Отримані дані про залежності граничних деформацій від схеми напруженого стану дозволять провести оцінку використаного ресурсу пластичності в процесі технологічної операції заочування поршня із шатуном, а також оцінити технологічну спадковість процесу на якість вузла поршень-шатун при його експлуатації. Крім того інформація про діаграми пластичності досліджуваних сталей дозволить розкрити механізм керування течією металу в процесі заочування.

2.1.3. Градувальні графіки: твердість – інтенсивність напружень – інтенсивність деформацій

Для визначення напружено-деформованого стану в області пластичної деформації необхідно знати розподіл інтенсивності напружень - σ_u і інтенсивності деформацій - e_u . У теорії пластичності інтенсивність напружень виражається через головні напруження за допомогою співвідношення (1.19), а інтенсивність деформацій через головні деформації за допомогою формули (1.3).

У роботі [19] показано, що твердість пластично деформованого тіла зв'язана з інтенсивністю напружень і інтенсивністю деформацій єдиною, що не залежить від виду напруженого стану, кривою, характерною для даного матеріалу. Тому виявляється можливим по твердості деформованого тіла визначити σ_u і e_u для різних напружених станів. У роботі [22] показано, що в умовах складного немонотонного навантаження твердість зв'язана з точністю гіпотези про єдину криву течії $\sigma_u = f(e_u)$ з інтенсивністю деформацій. В умовах складного немонотонного навантаження, коли виявляється ефект Баушингера (зменшення границі текучості в зв'язку зі зміною знака деформації) твердість “стежить” за інтенсивністю напружень. Твердість у цьому випадку є своєрідною “пам'яттю” матеріалу, її підвищення означає зміни напруження текучості. Пружна деформація не приводить до зміни твердості, тому твердість уже розвантаженого тіла “пам'ятає” про інтенсивність напружень у пластичній області до розвантаження.

З метою визначення σ_u і e_u по твердості звичайно будують градувальний (тарувальний) графік: твердість HV (по Віккерсу) – інтенсивність напружень – σ_u , інтенсивність деформацій – e_u , в умовах лінійного напруженого стану (звичайного розтягу або стиску циліндричних зразків в умовах змащення торців).

Градувальні графіки $HV=f(\sigma_u, e_u)$ будували дослідженням 7...10 циліндричних зразків з досліджуваних сталей висотою $h_n = 15\text{мм}$, і діаметром $d_o = 10\text{мм}$. Поверхня торця циліндричних зразків не оброблялася після токарної обробки, з метою наступного утримання змащення при осаді до великих ступенів деформації.

На бічну поверхню циліндричних зразків наносили відбитки алмазною пірамідкою у вигляді ромба. Після чого зразки осаджували до різних ступенів деформації. Осадку здійснювали в об'ємі, що виключає перекося зразків, на гідравлічному пресі ПММ-125 (рис. 2.27), від величини $e_u=0,002$ аж до руйнування. Стиск зразків проводили із змащен-

ням торців пастою з колоїдного графіту і гліцерину. При осадці гранична інтенсивність деформацій досягала значень, що перевищують 1,0; 1,2 і більше. Граничною вважали інтенсивність деформацій, при якій на бічній поверхні циліндра з'являлася тріщина, розміри якої перевищували $l_{mp} = 1$ мм. Кожний зразок доводили до різних ступенів деформацій, при цьому σ_u розраховували за формулою 2.19. Інтенсивність деформацій e_u розраховували за формулою 2.18.

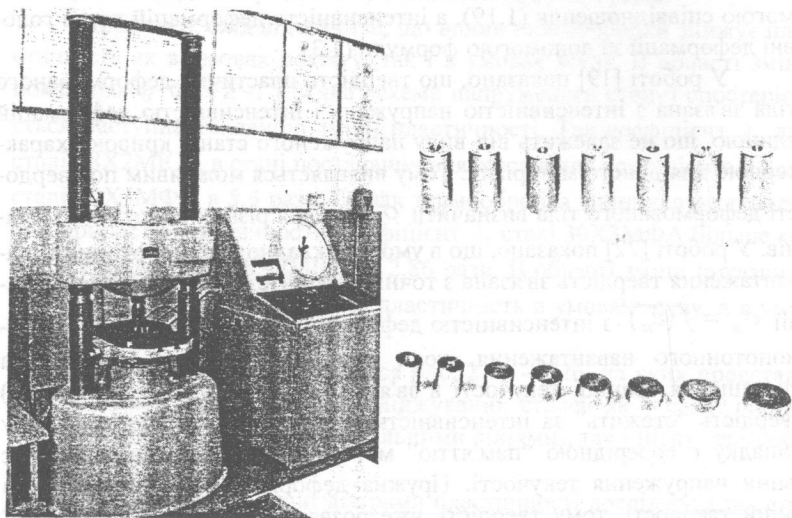


Рис. 2.27. Загальний вигляд гідравлічного преса ПММ-125 та зразки до і після осадки до різних ступенів деформації

Після чого стиснуті до різних ступенів деформацій зразки розрізали вздовж меридіонального перерізу і поміщали в спеціальну обойму площинами нагору (рис. 2.28).

Обойму разом із зразками заливали епоксидним клеєм. Отриману поверхню шліфували і полірували, довівши чистоту поверхні меридіонального перерізу зразків до шорсткості $p_a < 0,16$ мкм.

Потім на твердомірі ТП-7Р-1 (рис. 2.28) вимірювали твердість HV по Віккерсу алмазною пірамідкою відповідно до держстандарту 2999-59. Навантаження на індикатор складало 50 Н, витримка 12,5 с. На кожному зразку проводили по 10 вимірів. Середнє цих вимірів відповідало числу твердості даного ступеня деформації.

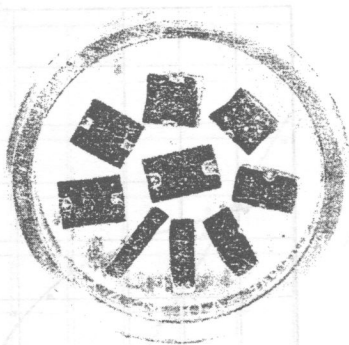
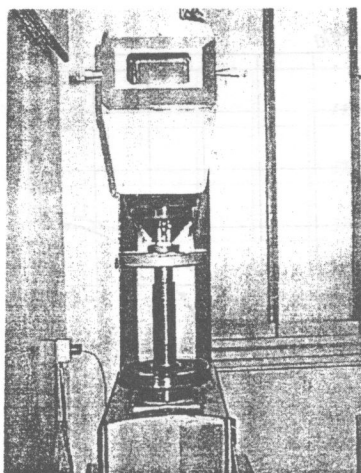


Рис. 2.28. Загальний вигляд приладу ТП-7Р-1 для вимірювання твердості металів вдавненням алмазної пірамідки по Віккерсу і розрізані зразки після осадки до різного ступеня деформації

На рис. 2.29-2.32 показані градувальні графіки сталей 38Х2МЮА і 30Х3МФА як в стадії постачання, так і після термообробки побудовані за викладеною методикою.

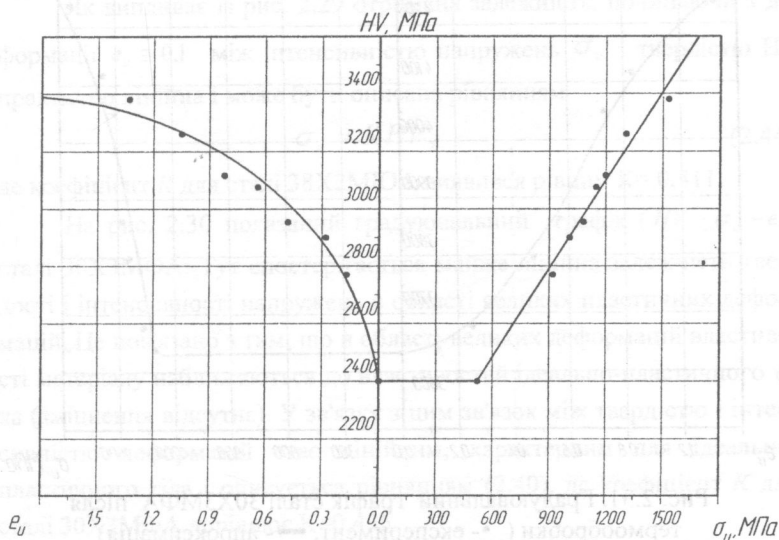


Рис. 2.29. Градувальний графік сталі 38Х2МЮА
(• - експеримент, — - апроксимація)

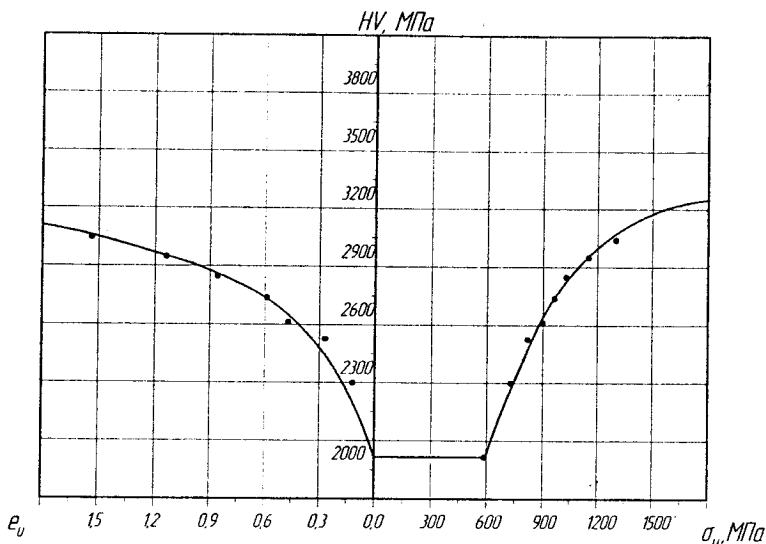


Рис. 2.30. Градувальний графік сталі 30ХЗМФА
(• - експеримент, — - апроксимація)

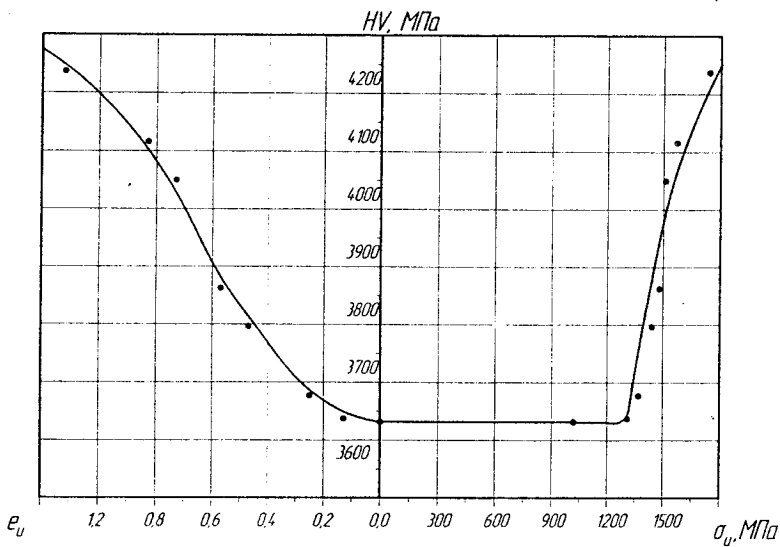


Рис. 2.31. Градувальний графік сталі 30ХЗМФА після термообробки (• - експеримент, — - апроксимація)

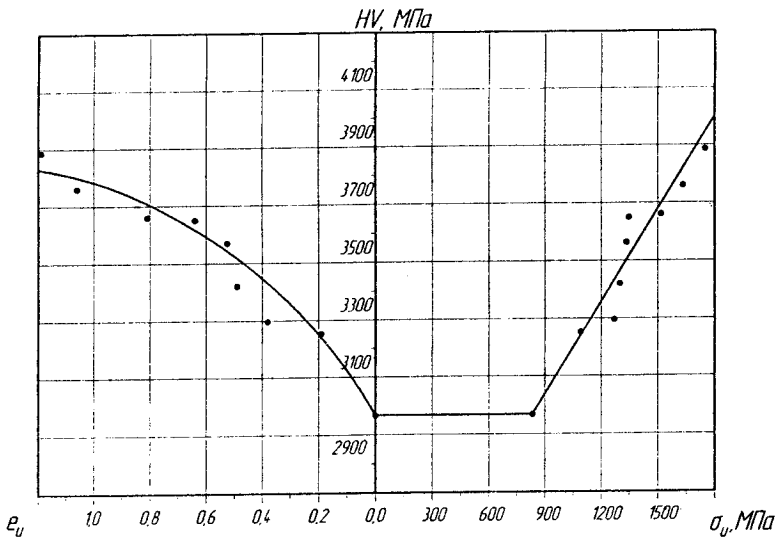


Рис. 2.32. Градувальний графік сталі 38Х2МЮА після термообробки (• - експеримент, — - апроксимація)

Як випливає із рис. 2.29 отримана залежність, починаючи з деформації $e_u \cong 0,1$ між інтенсивністю напружень σ_u і твердістю HV практично лінійна і може бути описана рівнянням

$$\sigma_u = KHV, \quad (2.44)$$

де коефіцієнт K для сталі 38Х2МЮА виявився рівним $K=0,411$.

На рис. 2.30 показаний градувальний графік ($HV - \sigma_u - e_u$) сталі 30Х3МФА. Тут спостерігається майже лінійна залежність твердості і інтенсивності напружень в області великих пластичних деформацій. Це пов'язано з тим, що в області великих деформацій властивості матеріалу наближаються до властивостей ідеально-пластичного тіла (зміцнення відсутнє). У зв'язку з цим зв'язок між твердістю і інтенсивністю деформацій стає лінійним, характерним для ідеально-пластичного тіла і описується рівнянням (2.40), де коефіцієнт K для сталі 30Х3МФА дорівнює $K=0,435$.

На рис. 2.31 показаний градувальний графік ($HV - \sigma_u - e_u$) сталі 30Х3МФА в стані після термообробки. Відзначимо, що при де-

формаціях, що перевищують $e_u \geq 1$ залежність HV і σ_u також лінійна і відповідає ідеально – пластичному тілу. Коефіцієнт K у формулі (2.40) дорівнює $K = 0,42$.

Як видно із рис. 2.32 вихідна твердість сталі 38Х2МЮА після термообробки $HV_0 = 2975 \text{ МПа}$, границя текучості $\sigma_{0,2} = 834 \text{ МПа}$. Залежність $\sigma_u = f(HV)$ виявилася лінійною в діапазоні деформацій від $1,2 \geq e_u \geq 0$. При цьому коефіцієнт пропорційності K у формулі (2.40) можна прийняти рівним $K = 0,42$.

Таким чином, в області великих пластичних деформацій для всіх досліджених матеріалів коефіцієнт K у формулі (2.40) можна прийняти рівним $K = 0,422$.

На рис. 2.33 показані градувальні графіки ($HV - \sigma_u - e_u$), побудовані згідно рівняння (2.40), у якому коефіцієнт K – прийняли рівним $K = 0,42$. При цьому градувальні графіки побудовані для різної вихідної твердості рівної вихідним твердостям семи досліджених надаль заготовкам поршня. При цьому залежність між твердостями різних заготовок поршня і границею текучості $\sigma_{0,2}$ прийнята лінійною.

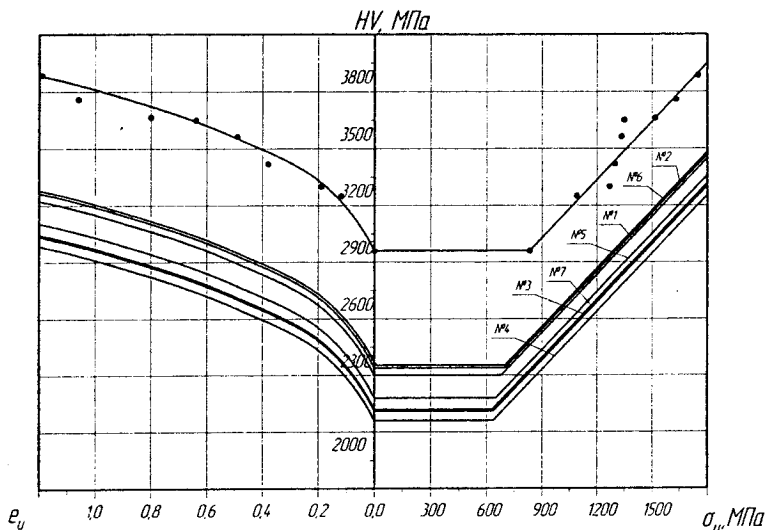


Рис. 2.33. Градувальні графіки сталі 38Х2МЮА після термообробки семи досліджуваних зразків
(• - експеримент, — - апроксимація)

На рис. 2.34 показаний графік сталі 20Х, з якої виготовляється шліцьове з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2. Вихідна твердість зазначеної сталі – $HV_0=1520$ МПа, границя текучості – $\sigma_{0,2}=233$ МПа.

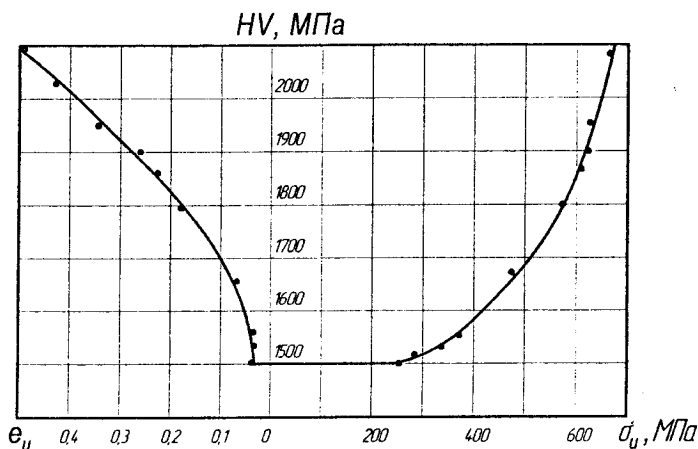


Рис. 2.34. Градувальний графік сталі 20Х
(• - експеримент, — - апроксимація)

В таблиці 2.6 наведена залежність між твердостями різних заготовок поршня і границею текучості $\sigma_{0,2}$.

Таблиця 2.6

Зв'язок між вихідною твердістю HV_0 (МПа) і границею текучості сталі 38Х2МЮА досліджуваних семи заготовок поршнів

№ заготовки	$\sigma_{0,2}$, МПа	HV_0 , МПа	Примітка
	834	2970	
1	680	2300	Цей метал використаний для виготовлення заготовок поршня із сталі 38Х2МЮА після термообробки
2	700	2340	те ж
3	635	2110	-//-
4	620	2060	-//-
5	650	2180	-//-
6	690	2340	-//-
7	645	2120	-//-

Із наведеної таблиці можна припустити, що заготовки поршнів із сталі 38Х2МЮА після термообробки вирізались з одного прутка, проте їх вихідна твердість і границя текучості відрізняються. Цей факт вказує на нестабільність механічних характеристик досліджуваних сталей.

2.2. Криві Баушингера

2.2.1. Фізична сутність ефекту Баушингера

Фізична сутність ефекту Баушингера полягає в зниженні опору малим пластичним деформаціям (межі пружності і пластичності) після попередньої пластичної деформації протилежного знака. Це явище вперше було виявлено Баушингером у 1881 році при дослідях із залізом.

В даний час вивченню природи зазначеного ефекту присвячено безліч робіт [21, 22, 85, 105, 107, 108, 116, 119, 120].

Експериментальні дані [105, 107, 108] показують, що зміцнення матеріалу при розтягу знижує по абсолютній величині границю текучості при стиску, і навпаки. Це явище називають ефектом Баушингера. Взагалі при пластичному деформуванні метали набувають властивості анізотропії, тобто механічні характеристики спочатку ізотропних матеріалів, наприклад, границя текучості, починає залежати від напрямку деформування. Ефект Баушингера є наслідком набутої анізотропії металів.

На основі робіт, присвячених вивченню ефекту Баушингера, можна зробити такі висновки:

- ефект Баушингера існує в усіх металах, як у полікристалічному стані, так і в монокристалічному стані, незалежно від ступеня чистоти металу;
- ефект спостерігається як при найменших, так і при кінцевих пластичних деформаціях аж до відносної деформації 100% і більше;
- з погляду мікроскопічних уявлень ефект Баушингера задовільно пояснюється дією орієнтованих мікронапруг, основну роль у виникненні яких відіграє розходження в опорі пластичному деформуванню області матриці і приграничних областей (границі зерен і блоків мозаїки).

З ряду робіт, присвячених вивченню ефекту Баушингера, слід зазначити дослідження Г.Б. Талипова, як найбільш великі і повні [105].

Г.Б. Талиповим пропонується оцінювати ефект Баушингера, наприклад, при одноосьовому розтягу – стиску по такому співвідношенню:

$$\beta = \sigma_d / \sigma(e), \quad (2.45)$$

де σ_d – умовна границя текучості при стиску зразка після його розтягу до деформації $\sigma(e)$; d – величина допуску на пластичну деформацію в %.

На рис. 2.35 показана розрахункова схема до визначення β . Тут σ_r – вихідна границя текучості, $\sigma_p(e)$ – діаграма розтягу.

На рис. 2.36 показана залежність параметра β від e . Результати експериментальних досліджень показують, що параметр β інтенсивно

зменшується при накопиченій деформації $e \leq 0,05$. При деформації $e > 0,05$ цей параметр для більшості металів залишається постійним і рівний деякому значенню β_m . У зв'язку з цим параметр можна розглядати як механічну характеристику металів, що характеризує їхню схильність до прояву деформаційної анізотропії.

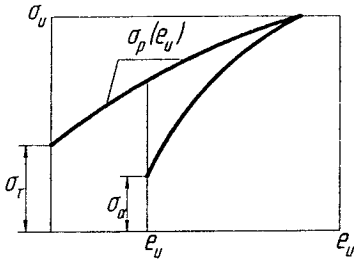


Рис. 2.35. Схема для визначення параметра β

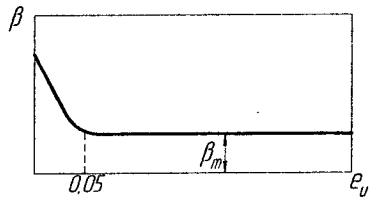


Рис. 2.36. Залежність параметра β від e_u

У роботі [107] відзначено, що величина β_m залежить від значення допуску на пластичну деформацію при визначенні умовної границі текучості σ_d . Однак незалежно від вибору значення d характер зміни параметра β при цьому залишається тим самим. Із зменшенням значення d параметр β зменшується. У теоріях пластичності звичайно приймають $d = 0,2\%$, що відповідає стандартній характеристиці матеріалу $\sigma_{0,2}$, названого умовною границею текучості [10]. Ю.І. Янг і його учні [31, 126] експериментально довели правильність вибору зазначеного допуску, тому що тільки при технічному допуску 0,002 приблизно виконуються критерії пластичності Мізеса і Сен-Венана і вони виявляються неприйнятними при малих значеннях d . У зв'язку з відзначеною обставиною в роботі параметр β визначається по величині границі текучості $\sigma_{0,2}$ при навантаженні в напрямку, протилежному попередньому пластичному деформуванню.

Експериментальні дані [105] свідчать про залежність β_m від виду напруженого стану, реалізованого при реверсивному пластичному деформуванні. Параметр β_m , отриманий дослідженням зразка при одноосовому розтягу-стиску, відрізняється від параметра β_m , визначеного дослідженням тонкостінних трубок на реверсивне кручення (просте зрушення). Установлено також, що β_m є парною функцією параметра Надаї-Лодє- μ_{σ} , що характеризує вид напруженого стану.

Для оцінки параметра β , як правило, проводять дослідження циліндричних зразків на одноосовий розтяг з наступним стиском. При цьому партія стандартних зразків у кількості близько 30 шт. розбива-

ється на 10 підпартій (по 3 шт.) з метою розтягу їх до накопичених деформацій $e_u = 0,005; 0,010; 0,015; 0,020; 0,030; 0,050; 0,07; 0,100; 0,150; 0,200$. Далі з цих пластично деформованих зразків вирізують короткі циліндричні зразки відповідно до держстандарту 25.503-80 [11] і осаджують їх в осьовому напрямку до залишкової деформації $d=0,2\%$, фіксуючи при цьому по силовиміррювачу дослідницької машини відповідного їй навантаження $P_{0,2}$.

Абсолютно точно стиснути зразок до деформації $e_u = 0,002$ практично не вдається, тому попередньо будують діаграму стиску при деформації $e_u \leq 0,005$ і по ній відповідно до стандартної методики [11] визначають умовну границю текучості $\sigma_{0,2}$. Для виміру дуже малих переміщень застосовують, наприклад, механічні тензometri конструкції Гугенберґера [83].

При розрахунках технологічних процесів можна використовувати залежність $\beta = \beta(e_u)$, апроксимовану у вигляді [117]:

$$\beta = \left\{ \begin{array}{l} 1 + (1 - \beta_m) \cdot [(e_u / 0,05) - 2] \cdot e_u / 0,05 \text{ при } e_u = 0,05 \\ \rho_m \text{ при } e_u > 0,05 \end{array} \right\} \quad (2.46)$$

При пластичному деформуванні металів передбачається, що їх зміцнення залежить лише від повної зробленої пластичної роботи [121]. Наслідком цієї гіпотези є існування в кожному матеріалі єдиної для усіх видів напруженого стану і історії навантаження кривої течії або діаграми деформування, що являє собою залежність між еквівалентним напруженням (впливаючи з теорії Мізеса, інтенсивністю напружень - σ_u і еквівалентною деформацією інтенсивності деформації - e_u):

$$\sigma_u = f(e_u) \quad (2.47)$$

Під еквівалентним напруженням розуміють деяке узагальнене напруження, однакове для різних процесів пластичного деформування, при якому досягається та сама ступінь зміцнення. Ступінь деформації двох різних процесів обробки металів тиском називають еквівалентними, якщо вони приведуть до одного і того ж деформаційного зміцнення. При цьому еквівалентні деформації повинні виражатися сумірними величинами, що мають однакові граничні значення, незалежно від того, чи є вони деформаціями того самого знака чи різних знаків. Ця властивість e_u дозволяє деформування здійснювати ступенями із зміною історії навантаження, наприклад, стиск після попереднього розтягу.

Як міру еквівалентної деформації, що задовольняє зазначеним її властивостям, у теорії обробки металів тиском часто використовуються запропоновані П. Людвігом головні логарифмічні деформації [21]:

$$e_k = -\frac{1}{2} \ln(1 - 2\mathcal{E}_k) = \frac{1}{2} \ln(1 + 2I_k) = \ln(1 + \delta_k) \quad (2.48)$$

тут \mathcal{E}_k , I_k – головні компоненти тензора деформації відповідно Ейлера і Лагранжа; δ_k – відносна деформація нескінченно малих відрізків, з'єднаних з головними напрямками зазначених тензорів деформації; $K = 1, 2, 3$. З цієї рівності випливає, що

$$e_k = \ln \frac{dS_k}{dS_0}, \quad (2.49)$$

де dS_0 , dS_k – відповідно довжина лінійного елемента, орієнтованого в головному напрямку до і після деформації.

2.2.2. Побудова кривих течії матеріалів

Криву течії звичайно будують за результатами стандартних статичних досліджень на одноосовий розтяг, стиск і кручення циліндричних зразків [10-12].

Для ізотропного матеріалу з ізотропним зміцненням еквівалентне напруження приймають рівним інтенсивності напружень – σ_u , а еквівалентну деформацію – інтенсивністю логарифмічної деформації – e_u . Інтенсивність напружень при розтягу і стиску визначають за формулою (2.4). Інтенсивність деформацій при розтягу розраховували по (2.5), при стиску – по (2.18). На підставі умови нестисливості інтенсивність напружень при розтягу розраховували по (2.7), при стиску – по (2.19).

Дослідженням на розтяг одержують дані для побудови кривої течії лише при обмежених деформаціях, рівних критичному значенню $e_{кр.}$, що відповідає початку втрати стійкості пластичного деформування (утворенню шийки). Для побудови кривої $\sigma_u = \sigma_u(e_u)$ при деформаціях $e_u > e_{u(крт.)}$ у разі потреби використовують різні наближені розв'язання задач про напружений стан точок, що лежать у найменшому поперечному перерізі шийки зразка з ізотропного матеріалу [8, 18, 19, 25, 26, 49]. Наприклад, відповідно до розв'язання Н.І. Давиденкова і К.І. Спирідонової [8] інтенсивність напружень у шийці зразка визначають за формулою (2.8), а інтенсивність деформацій за (2.9).

Як показала експериментальна перевірка, проведена методом виміру твердості [19], розглянуте рішення задовільно погоджується з даними досліджень.

При побудові кривої течії матеріалу за результатами досліджень на кручення циліндричних зразків суцільного перетину обробляють

діаграму $M = M(\gamma)$, при цьому інтенсивність логарифмічних деформацій

$$e_u = \frac{1}{\sqrt{3}} \ln \left(1 + 0,5\gamma^2 + 0,5\gamma\sqrt{\gamma^2 + 4} \right). \quad (2.50)$$

Накопичену інтенсивність деформації розраховують за формулою

$$\bar{e}_u = \frac{t g \gamma}{\sqrt{3}}, \quad (2.51)$$

а інтенсивність напружень:

$$\sigma_u = \tau \sqrt{3}. \quad (2.52)$$

У співвідношеннях (2.50), (2.51) γ – деформація зрушення, M – крутний момент.

З метою використання кривої течії в розрахунках технологічних процесів обробки металів тиском її апроксимують рівняннями.

Х. Свіфт пропонує формулу

$$\sigma_u = A(e_o + e_u)^n, \quad (2.53)$$

де A , e_o , n – характеристики матеріалу.

Більш розповсюдженою є апроксимація [48]:

$$\sigma_u = A_1 e_u^{n_1}. \quad (2.54)$$

Для ізотропних матеріалів з анізотропним зміцненням криву течії будують у координатах: еквівалентне напруження – $\bar{\sigma}_u$; накопичена інтенсивність деформації – \bar{e}_u . Величину $\bar{\sigma}_u$ при цьому розраховують [21]

$$\bar{\sigma}_u = \frac{1 + \beta(e_u)}{2} \sigma_u(e_u), \quad (2.55)$$

де $\beta(e_u) = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_u}$ – відношення умовної границі текучості на стиск після

розтягу зразка до накопиченої деформації \bar{e}_u . Беручи до уваги апроксимації (2.53) і (2.54), одержимо:

$$\bar{\sigma}_u = \frac{1 + \beta(e_u)}{2} A(e_o + e_u)^n; \quad (2.56)$$

$$\bar{\sigma}_u = \frac{1 + \beta(e_u)}{2} A_1 e_u^{n_1}, \quad (2.57)$$

де функцію $\beta(e_u)$ можна визначити по співвідношенню (2.56).

2.2.3. Визначення параметра β , що характеризує ефект Баушингера

З метою визначення параметра β , що характеризує схильність досліджуваних сталей 30ХЗМФА, 38Х2МЮА, 30ХЗМФА після термообробки і 30Х2МЮА після термообробки до деформаційної анізотропії, виготовили стандартні циліндричні зразки діаметром $d = 10$ мм довжиною робочої частини $l = 110$ мм.

Враховуючи відзначені вище умови, при яких попередня деформація $e_u \geq 0,05$, не викликає зміну параметра β , зразки розтягували до деформацій $e_u = 0,04; 0,1$.

Після чого з попередньо розтягнутих для дослідження зразків виготовили зразки на одноосьовий стиск. Висота зразка $h_0 = 15$ мм, діаметр $d_0 = 10$ мм. Торці зразків призначених на осьовий стиск, відповідали чистоті після токарної обробки, що сприяло утриманню змазки при осадженні.

На рис. 2.37 показана зміна параметра β у залежності від ступеня попередньої деформації розтягу для сталі 30ХЗМФА після термообробки, а на рис. 2.38 сталі 38Х2МЮА після термообробки. Крива побудована за результатами досліджень зразків двома методиками: стиск попередньо розтягнутих зразків, а також однозразковим способом [118]. Як показано на рис. 2.37 починаючи з деформації $e_u = 0,1$ величина β стає постійною і складає величину рівну $\beta_m = 0,15$, а на рис. 2.38: – $e_u = 0,15; \beta_m = 0,15$.

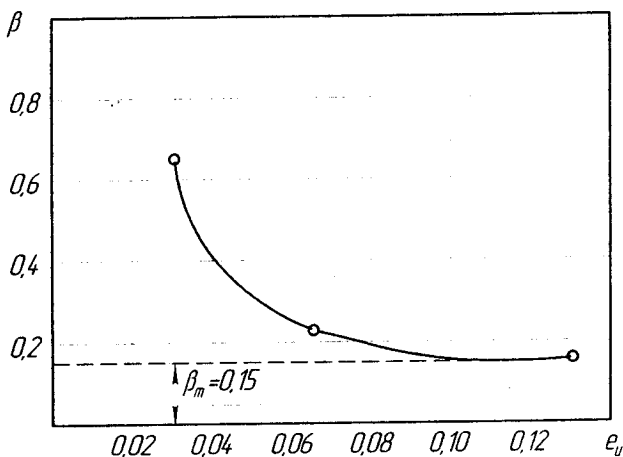


Рис. 2.37. Залежність параметра β від попередньої деформації розтягу e_u сталі 30ХЗМФА після термообробки

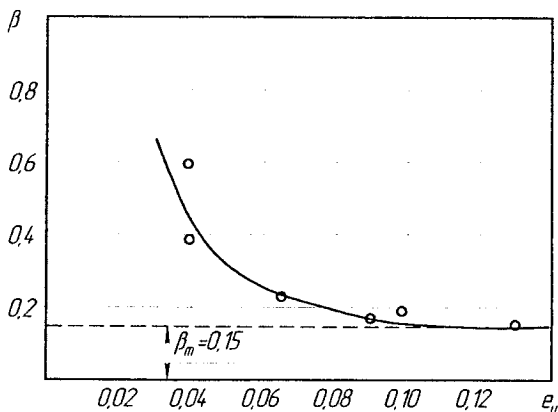


Рис. 2.38. Залежність параметра β від попередньої деформації розтягу e_u сталі 30X3MFA після термообробки

Для скорочення трудомісткості одержання зазначеного параметра при будь-яких деформаціях скористаємося апроксимуючою функцією у вигляді [118]

$$\beta = \beta_m + (1 - \beta_m) \exp(-100e_u). \quad (2.58)$$

Це співвідношення з високим ступенем точності показує реальну зміну β практично для всіх досліджених у роботі [118] металів.

Для одержання параметра β_u досліджуваних сталей 30X3MFA і 38X2MЮА в стані постачання і після термообробки, виготовили стандартні циліндричні зразки діаметром робочої частини ($d = 10$ мм і довжиною робочої частини $l = 100$ мм). Зразки розтягували - один до ступеня деформації $e_u = 0,05$, а інший до ступеня деформації $e_u = 0,08$. З попередньо розтягнутих зразків вирізували циліндричні зразки, призначені на осьовий стиск ($h_0 = 15$ мм, $d_0 = 10$ мм). Зразки осаджували до різних ступенів деформації e_u , при цьому розраховували інтенсивність напружень σ_u .

На рис. 2.39 і 2.40 показані криві течії сталей 38X2MЮА і 30X3MFA в стані після термообробки з врахуванням ефекту Баушингера. Отримані експериментальні дані про вплив зміни напружень текучості в зв'язку із зміною знака деформації показали, що цей вплив для досліджених сталей 38X2MЮА і 30X3MFA має характерний вид, властивий для більшості легованих сталей. До величини деформації $e_u = 0,3$ спостерігається найбільша розбіжність величин напружень текучості і складає близько 7,4 %. Параметр Баушингера $\beta = \beta(e_u)$ практично не залежить від властивостей досліджених сталей, його величина, починаючи з попередньої деформації $e_u = 0,1$ стає постійною і складає величину, рівну 0,15 ($\beta = 0,15$).

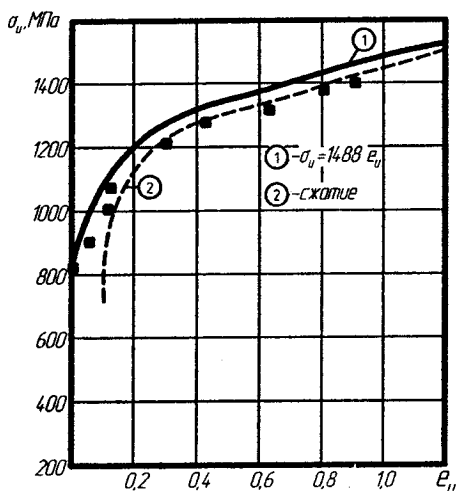


Рис. 2.39. Криві течії сталі 38Х2МЮА після термообробки:

1- $\sigma_u = Ae_u^n$ - розтяг-стик;

2-стик попередньо розтягнутого зразка до деформації $e_u = 0,098$

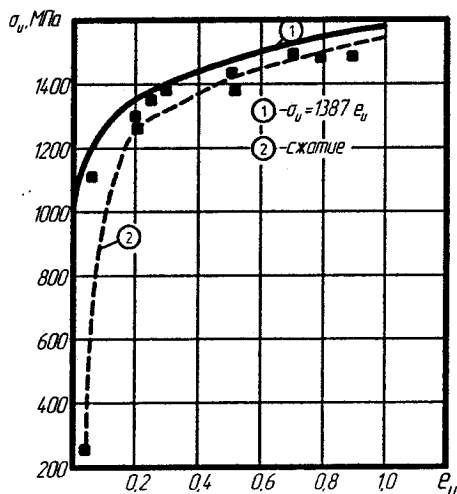


Рис. 2.40. Криві течії сталі 30Х3МФА після термообробки:

1- $\sigma_u = Ae_u^n$ - розтяг-стик;

2-стик попередньо розтягнутого зразка до деформації $e_u = 0,065$.

2.3. Метод твердості

При холодному пластичному деформуванні метали зміцнюються. Це зміцнення нерівномірне по області, охопленій пластичною деформацією і є функцією координат. Зміцнення супроводжується підвищенням твердості деформованого металу, що дозволяє враховувати зміну величини зони зміцнення виміром твердості. Це можливо використовувати для експериментально-розрахункового визначення напружено-деформованого стану області пластичної деформації методом твердості. Метод заснований на припущенні Г.Д. Деля [19] про те, що твердість пов'язана з інтенсивністю дотичних напружень. Надалі автори роботи [99] запропонували визначити по твердості інтенсивність деформацій, а отже з точністю гіпотези про єдину криву течії – інтенсивність напружень. У роботі [19, 22] показано, що залежність “інтенсивність напружень – твердість” побудована за результатами досліджень матеріалів в умовах лінійного напруженого стану і є єдиною для різних напружених станів. Це дозволяє визначити інтенсивність напружень у пластичній області по градувальному графіку. З метою експериментального вивчення напружено-деформованого стану в процесі закочування поршня із шатуном виготовляли заготовки поршня із сталі 38Х2МЮА після термічної обробки і шатуна із сталі 30Х3МФА після термічної обробки, і надалі заковували їх по параметрах закочування m :

$$m = \frac{D - d}{2t}, \quad (2.59)$$

де D – діаметр поршня до закочування, d – діаметр поршня після закочування, t – товщина стінки поршня (рис.2.41).

Загальний вигляд поршня-шатуна аксіально-роторного поршневого насоса після закочування показаний на рис. 2.42.

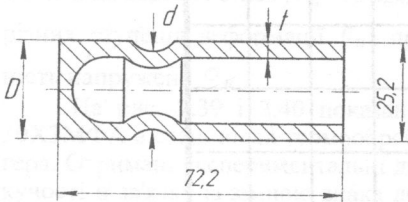


Рис. 2.41. Схема меридіонального перерізу поршня після операції закочування

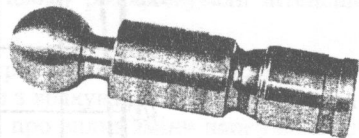


Рис. 2.42. Загальний вигляд поршня-шатуна після операції закочування

До заочування на внутрішню порожнину поршня за допомогою координатно-розрахункового верстата наносили подільну сітку спеціальним різцем через 1 мм. Сітку наносили як у подовжньому напрямку, так і в окружному. Після чого заготовки піддавали операції заочування по параметрах m , які характеризують стадію деформації заготовки поршня в цілому.

У таблиці 2.8 показані режими деформування семи заготовок для вивчення напружено-деформованого стану при заочуванні поршня із шатуном.

Таблиця 2.8

Режими заочування семи заготовок поршня із шатуном після завершення механічної обробки

№ зразка	Параметр заочування, m	Примітка
1	0,24	Заочування із шатуном
2	0,51	те ж
3	0,64	Заочування із шатуном пауза 3 с.
4	0,65	те ж
5	0,62	-//-
6	0,63	-//-
7	0,49	Заочування без шатуна

На рис. 2.43 показана залежність параметра заочування m від номера стадії заочування поршня із шатуном.

Як показано на рис. 2.43 параметр заочування m на 1 стадії дорівнює 0,24 і зростає аж до 4 стадії, після чого зменшується до величини $m = 0,49$ (при заочуванні поршня без шатуна).

Після заочування заготовок поршня, по різних ступенях деформації, їх розрізали по меридіональному перерізі. Отриману поверхню шліфували і полірували до шорсткості $R_a < 0,16$ мкм. за ДСТ 2789-59. Попередньо заготовки заливали в спеціальні обойми епоксидним клеєм (рис. 2.44). Після чого у вузлах подільної сітки базою в 1 мм вимірювали твердість по Віккерсу HV (рис. 2.45).

На рис. 2.46 показаний графік залежності вихідної твердості HV₀ заготовок поршнів із сталі 38Х2МЮА після термообробки від номера зразка. Як видно з рисунка твердість змінюється від HV₀=2060 МПа до HV₀=2340 МПа.

Всього вимірювали твердість на сімох заготовках поршня, підданих різним ступеням деформації. Отримані дані про розподіл твердості в меридіональному перерізі семи заготовок поршня дозволили побудувати ізосклари-лінії рівних твердостей (рис. 2.47-2.53).

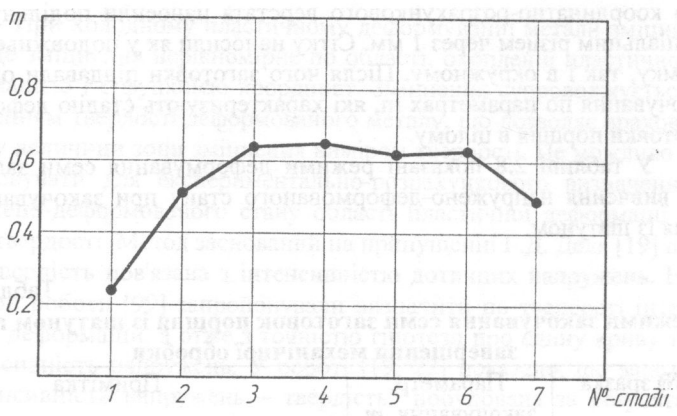


Рис. 2.43. Залежність параметра закочування m від номера стадії закочування поршня із шатуном

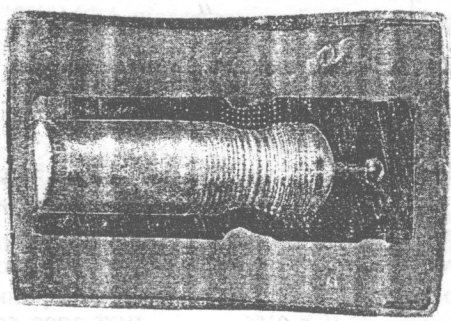


Рис. 2.44. Розрізаний зразок поршня після операції закочування

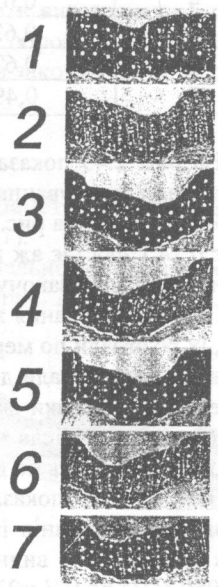


Рис. 2.45. Вимір твердості на зразках поршнів в місцях деформації з різними параметрами закочування

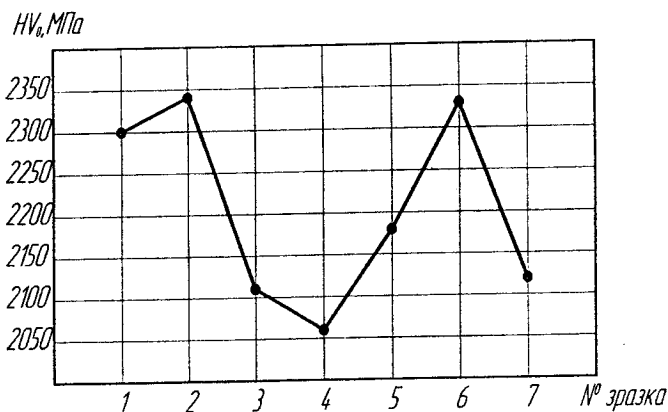


Рис. 2.46. Залежність вихідної твердості HV_0 заготовки поршня від номера зразка

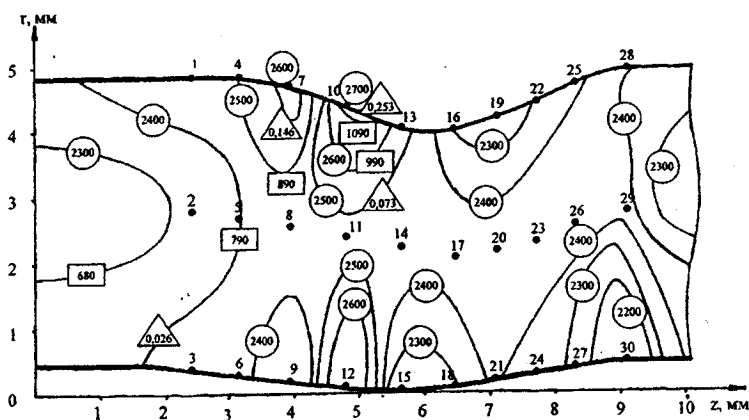


Рис. 2.47. Ізолнії твердості \textcircled{HV} (МПа), інтенсивності напружень $\square \sigma_n$ (МПа), інтенсивності деформацій $\triangle \epsilon_n$ у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр заочування $m = 0,24$)

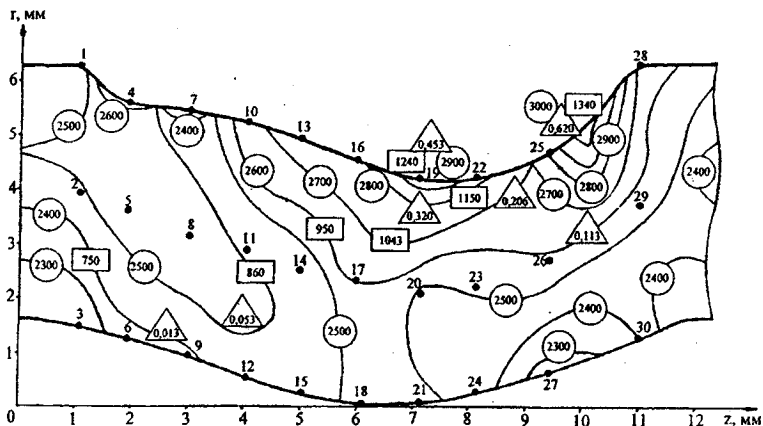


Рис. 2.48. Ізолінії твердості HV (МПа), інтенсивності напружень σ_{II} (МПа), інтенсивності деформацій ϵ_{II} у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр заочування $m = 0,51$)

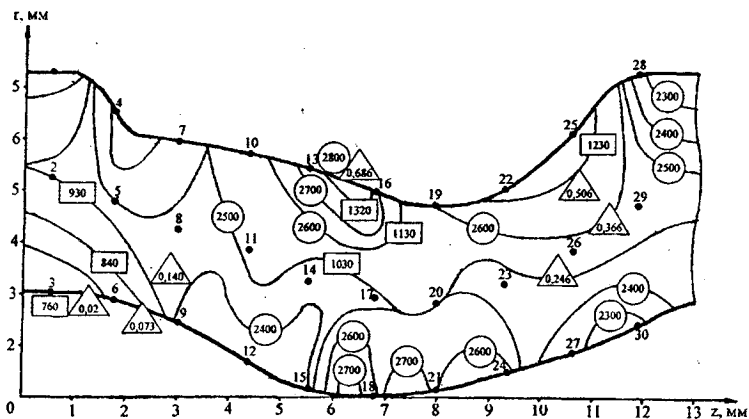


Рис. 2.49. Ізолінії твердості HV (МПа), інтенсивності напружень σ_{II} (МПа), інтенсивності деформацій ϵ_{II} у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр заочування $m = 0,64$)

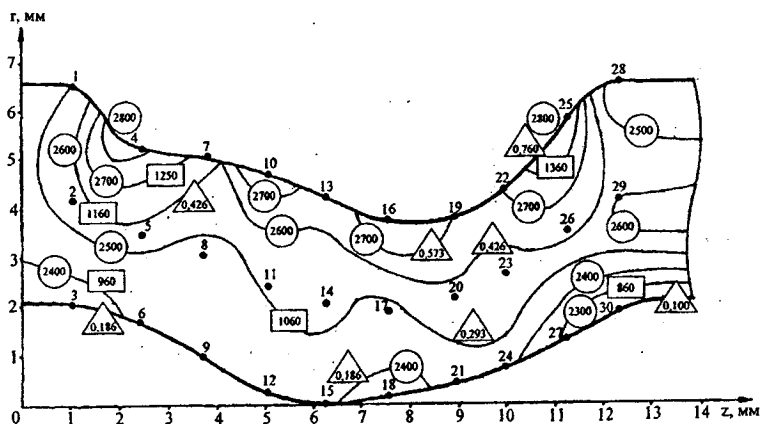


Рис. 2.50. Ізолінії твердості (HV) (МПа), інтенсивності напружень $-\sigma_{II}$ (МПа), інтенсивності деформацій $-\epsilon_{II}$ у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр закочування $m = 0,65$)

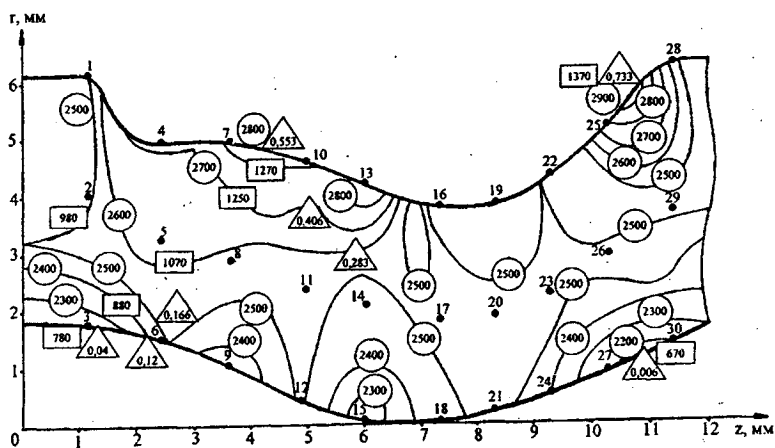


Рис. 2.51. Ізолінії твердості (HV) (МПа), інтенсивності напружень $-\sigma_{II}$ (МПа), інтенсивності деформацій $-\epsilon_{II}$ у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр закочування $m = 0,62$)

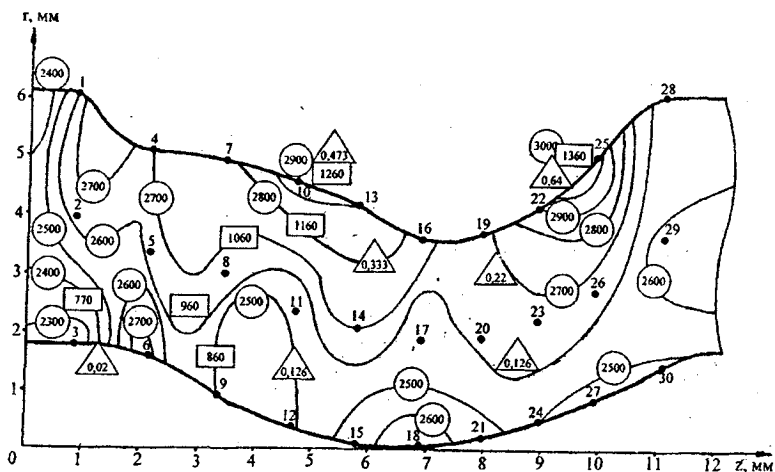


Рис. 2.47. Ізолінії твердості (HV) (МПа), інтенсивності напружень $-\sigma_{II}$ (МПа), інтенсивності деформацій $-\epsilon_{II}$ у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр заочування $m = 0,63$)

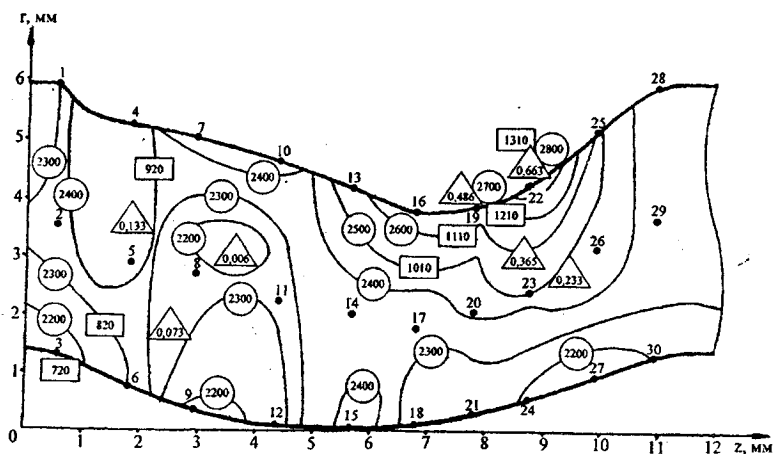


Рис. 2.53. Ізолінії твердості (HV) (МПа), інтенсивності напружень $-\sigma_{II}$ (МПа), інтенсивності деформацій $-\epsilon_{II}$ у меридіональному перерізі заготовки поршня (параметр заочування $m = 0,49$)

Як впливає з отриманих результатів, твердість HV змінюється від початкової HV_0 до різних значень, величина яких залежить від ступеня деформації. Так на I стадії $HV_0 = 2300$ МПа, (параметр заочучування дорівнює $m = 0,24$) максимальне значення твердості спостерігається в зоні контакту ролика з поршнем (точки 7 – 13), як показано на рис. 2.47, і дорівнює 2600-2700 МПа. Це відповідає величині напруження текучості $\sigma_u = 990-1090$ МПа при вихідній границі текучості $\sigma_{0,2} = 840$ МПа. Матеріал в окремих місцях пластичної області зміцнився відносно границі текучості $\sigma_{0,2}$ в 1,43 рази.

За допомогою ізоскляр легко визначити границю пластичної області, а також оцінити нерівномірність деформацій у пластичній області.

У зв'язку з викладеним вище, інтерес становлять результати вимірів вихідної (до заочучування) твердості на різних заготовках. Можливо припустити, що заготовки вирізували з одного прутка, проте вихідна твердість змінюється в межах від $(HV_0)_2 = 2340$ МПа до $(HV_0)_4 = 2060$ МПа, що відповідає 13% відхилення у вихідній твердості. Ця обставина необхідна при побудові градуовальних графіків: твердість HV , інтенсивність напружень - σ_u , інтенсивність деформацій - e_u .

Припускаючи що залежність між вихідною твердістю і границею текучості $\sigma_{0,2}$ лінійна, встановимо зв'язок між $\sigma_{0,2}$ і вихідною твердістю у вигляді:

$$\sigma_u = K HV_0, \quad (2.60)$$

де $K = 0,3$.

В результаті встановлено, що при мінімальній вихідній твердості $HV_0 = 2060$ МПа, вихідна границя текучості $\sigma_{0,2} = 620$ МПа (ця твердість виявилася у заготовки №4).

При максимальній вихідній твердості $HV_0 = 2340$ МПа (заготовки №2 і №6 відповідно) вихідна границя текучості дорівнює 700 МПа.

Отримані залежності $(HV)_0$ і $\sigma_{0,2}$ для всіх семи заготовок поршня приведені в таблиці (2.9) і покладені в основу побудови градуовальних графіків $HV - \sigma_u - e_u$.

Таблиця 2.9

Залежність σ_u від $(HV)_0$ для семи заготовок поршня

№ заготовки	σ_u МПа	HV_0 МПа
1	680	2300
2	700	2340
3	635	2110
4	620	2060
5	650	2180
6	690	2330
7	645	2120

2.4. Технологічні функції матеріалу

Цей параграф присвячений формуванню механічних характеристик досліджуваних матеріалів, з яких виготовляють поршень і шатун. Поряд із традиційними механічними характеристиками матеріалів (границя текучості, тимчасовий опір, межа міцності), а також характеристики пластичності, нами експериментально отримані властивості матеріалу у вигляді функцій, що характеризують паспорт матеріалу. Це єдина крива течії матеріалу $\sigma_u = f(e_u)$, діаграма пластичності - $e_p = f(\eta)$ крива Баушингера у вигляді функції $\beta = \beta(e_u)$, а також градувальний графік $HV = f(\sigma_u, e_u)$.

Відмітимо, що стандартні механічні характеристики матеріалу не відображають його поведінки при складному навантаженні і різних видах деформації. Такі характеристики як відносне залишкове подовження δ і відносне залишкове звуження ψ_u знижуються, наприклад, після термообробки, однак в умовах стиску це зниження практично не спостерігається.

Тому перейдемо до аналізу отриманих експериментальних даних про зміну властивостей досліджуваних матеріалів у зв'язку із зміною схеми напруженого стану і історії навантаження.

Границя текучості сталі 38Х2МЮА вище границі текучості сталі 30Х3МФА приблизно на 20%. Однак після термообробки границя текучості сталі 30Х3МФА виявилася вище границі текучості сталі 38Х2МЮА приблизно на 20%.

Границя міцності зазначених сталей у стані постачання близька. Після термообробки межа міцності сталі 30Х3МФА виявилася вище границі міцності сталі 38Х2МЮА на 25%.

Характеристики пластичності виявилися для сталі 30Х3МФА: - відносне залишкове видовження δ більше δ сталі 38Х2МЮА в 1,5 рази; - відносне залишкове звуження ψ_u відповідно в 1,26 рази.

Після термічної обробки ці характеристики практично не відрізняються, так для сталі 30Х3МФА $\delta = 9,59\%$, $\psi_u = 55,8\%$, а для сталі 38Х2МЮА $\delta = 9,6\%$, $\psi_u = 59,5\%$, інакше кажучи схильність сталей до утворення місцевого зменшення діаметру виявилася практично однаковою.

Криві течії розглянутих сталей мають наступну тенденцію: так коефіцієнт апроксимації кривої течії А (напруження текучості σ_u при $e_u = 1$) у сталі 38Х2МЮА в стані постачання перевищує його ве-

личину стосовно сталі 30ХЗМФА в 1,23 рази. Після термообробки цих сталей коефіцієнт А зріс, у сталі 38Х2МЮА в 1,11 рази, а в сталі 30ХЗМФА в 1,46 рази.

Зміцнення цих сталей у зв'язку з термообробкою зменшується: - для сталі 38Х2МЮА в 1,4 рази; - а для сталі 30ХЗМФА в 1,5 рази.

Пластичність досліджуваних сталей істотно залежить від показника напруженого стану, при цьому в умовах розтягу (показник $\eta = 1$) пластичність сталі 30ХЗМФА вище пластичності сталі 38Х2МЮА в стані постачання в 1,23 рази, у стані після термообробки - у 1,23 рази. В умовах зсуву, коли показник $\eta = 0$, пластичність сталі 30ХЗМФА вище пластичності сталі 38Х2МЮА в стані постачання в 1,34 рази, а в стані після термообробки - у 1,61 рази. В умовах одноосьового сти-ску, коли показник $\eta = -1$ пластичність сталі 38Х2МЮА виявляється приблизно однаковим з пластичністю сталі 30ХЗМФА. Аналогічний висновок можливо зробити про пластичність сталей після термообробки.

Особливо інтересним є розгляд величини параметра, що характеризує чутливість пластичності сталі до зміни показника η . Так, “чутливість” пластичності сталі 38Х2МЮА в стані постачання виявилася рівною: - $\lambda_1 = 0,23$; а для сталі 30ХЗМФА - $\lambda_1 = 0,29$, отже “чутливість” пластичності до зміни схеми напруженого стану сталі 30ХЗМФА вище в 1,26 рази. Ця ж тенденція зберігається для зазначених сталей і після термообробки, однак у цьому випадку приріст пластичності сталі 38Х2МЮА більш суттєвий. Коефіцієнт λ_1 сталі 38Х2МЮА після термообробки вище коефіцієнта λ_1 сталі 30ХЗМФА в 6 разів.

Відмітимо також, що вплив термообробки знижує пластичність як в умовах розтягу, так і в умовах зсуву. В області зміни показника η $0 > \eta > -1$ (“м'яка” схема напруженого стану) спостерігається наступна тенденція зміни пластичності. Так коефіцієнт λ_2 для сталі 38Х2МЮА в стані постачання виявився вище коефіцієнта λ_2 для сталі 30ХЗМФА в 5,4 рази.

Однак термообробка вплинула на тенденцію приросту пластичності. Коефіцієнт λ_2 сталі 38Х2МЮА вище коефіцієнти λ_2 сталі 38Х2МЮА в 2,86 рази. Виявляється, що в області зміни показника $0 > \eta > -1$ термообробка знижує пластичність в умовах зсуву, а в умовах сти-ску підвищує її.

3. НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН У ПРОЦЕСАХ ЗАКОЧУВАННЯ ПОРШНЯ ІЗ ШАТУНОМ І ВИСАДЖЕННЯ СФЕРИЧНОЇ ГОЛОВКИ ШАТУНА

3.1. Напружений стан при заочухуванні поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса

3.1.1. Механіка обкочування труб

Як було зазначено в параграфі 1.3.2 процес заочухування пари поршень-шатуни, у якійсь мірі моделюється процесом обкочування труб [34]. Виріб із трубчастих заготовок застосовуються в багатьох галузях народного господарства. З метою формоутворення деталей із труб використовують різні технологічні процеси: кування на молотах, ротаційне кування, обтиск на пресах у жорстких еластичних матрицях, електрогідроштамповку, обкочування на роликів або інструментами тертя і ін.

При серійному і масовому виробництві деталей, коли довжина заготовки перевищує в 2-3 рази її діаметр, найбільш ефективним технологічним процесом є обкочування [33]. Автором роботи [33] показано, що робоча поверхня інструмента для обкочування труб є утворюючою стосовно сімейства поверхонь, що деформуються на різних стадіях обкочування. Подана також загальна теорія інструмента для обкочування, що дозволяє будувати його робочу поверхню для схем машин з різними варіантами переміщень інструмента щодо заготовки.

Обкочуванням одержують вироби з труб діаметром 20-325 мм товщиною стінки $1 \div 34$ мм. У залежності від матеріалу, форми виробу, відносної товщини стінки s_0 / d час обкочування складає 3-15 с. Весь процес здійснюється за один прохід. Кінематика способів обкочування дозволяє об'єднувати нагрівання, підрізання торцевої частини заготовки, зварювання кромки у процесі деформування, відрізання заготовок і інші операції.

Впровадження нових способів обкочування дозволяє істотно удосконалити окремі операції, знизити собівартість виготовлення деталей, зменшити площу для устаткування, знизити витрати на металорізальний інструмент, а також чисельність обслуговуючого персоналу.

Вибір схеми взаємодії металу з інструментом визначає напрямки локального додатка сил для деформування заготовок і як наслідок, характер формоутворення. Дефекти, що виникають при обкочуванні, можна розділити на дефекти технологічного характеру і дефекти металу, виявлені при деформуванні. До дефекту технологічного характеру відносять гороутворення, що виникає в результаті втрати дії

стискаючих напружень; стоншення, що виникає в результаті стійкості пластичного деформування; зростання діаметра кільця на ділянках, де це не передбачено і ін.

Зазначені дефекти можуть бути усунуті раціональною схемою напружено-деформованого стану металу за рахунок зміни каліброваного інструмента, а також співвідношення швидкостей і технологічних параметрів обкочування.

До технологічних дефектів відносять також риси, задири, раковини, напливи, відхилення від заданих геометричних розмірів. Дефекти цієї групи усувають шляхом збільшення твердості системи ВПД (верстат, пристосування, інструмент, деталь), вибором матеріалу інструмента, його своєчасного ремонту, систематичного контролю стану поверхні деформуючого інструменту, застосування мастила. Процес обкочування чуттєвий до наявності дефектів у металі. У результаті того, що процес відбувається в умовах знакозмінних деформацій, можуть виникнути дефекти металу, що при інших способах обробки тиском не виявляються.

Виявляються дефекти прокатного або металургійного характеру, тріщини, раковини і ін. При обробці металів тиском має місце достатньо складний характер деформування, тому напружено-деформований стан може бути описаний лише приблизно.

Так, наприклад, можна описати напружено-деформований стан, що виникає під бойками при деформуванні заготовок з малими обтисненнями, потім на отримане поле напружень накладають поле напружень, що виникає під дією тангенціальних сил [34].

Для тонкостінних оболонок розглядають умови рівноваги деформованої ділянки оболонки (по безмоментній теорії) і далі розв'язують систему рівнянь, які містять рівняння пластичності і рівняння зв'язку між деформаціями і напруженнями.

В.Г. Капорович [34] запропонував методику розрахунку напружено-деформованого стану обкочування трубчатої заготовки. Використовуючи інженерний метод, він одержав співвідношення (1.30) для визначення напружень.

3.1.2. Аналітична методика оцінки напружено-деформованого стану в процесі заочування поршня із шатуном у припущенні про плоский напружений стан

Завершальною операцією в технологічному процесі виготовлення пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса є заочування поршня з шатуном.

Теоретичні основи розрахунку напружено-деформованого стану (обкочування труб) наведені в роботі В.Г. Капоровича [33]. При роз-

робці методу розрахунку НДС при закручуванні пари поршень-шатун нами враховувалося зміцнення, що виникає в процесі закручування, а також зміна радіусів кривизни в меридіональному й окружному перерізах у процесі формування виробу.

На рис. 3.1 показаний елемент закручувального поршня, де позначені радіуси кривизни серединної поверхні через R_ρ в меридіональному і R_θ в тангенціальному перерізах: ρ – радіус, що характеризує відстань розглянутого елемента від осі симетрії. Складемо рівняння рівноваги при проектуванні всіх сил на нормаль до площадки (рис. 3.2):

$$pldjdl - \sigma_\theta dl \sin \frac{d\beta}{2} - \left(\sigma_\theta + \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} d\theta \right) dl \sin \frac{\beta}{2} = 0. \quad (3.1)$$

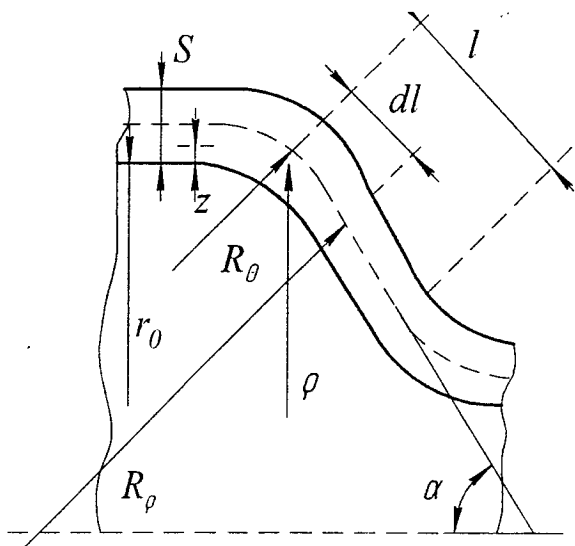


Рис. 3.1. Елемент закручувального поршня

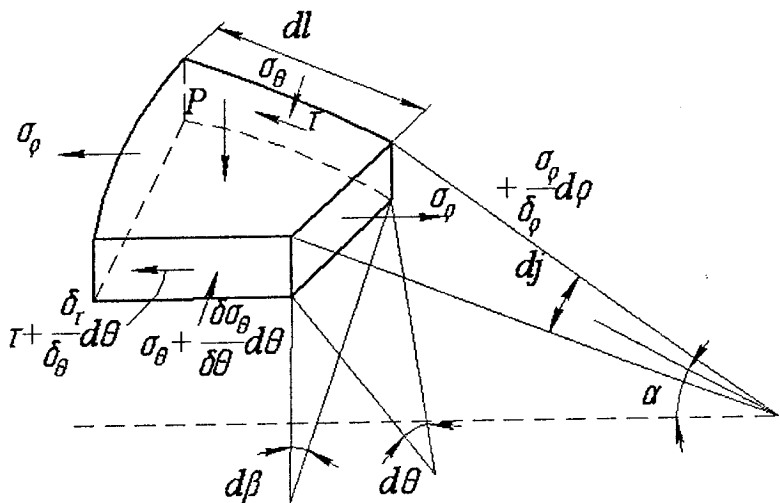


Рис 3.2. Напружений стан елемента закручувального поршня

Враховуючи, що $ldj = \rho d\beta$, $d\beta = \frac{dj}{tg\alpha}$, тоді $\sigma_\theta = \frac{\rho l}{s} tg\alpha$, якщо

$\rho = \sigma_\kappa$, тоді

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_\kappa l}{s} tg\alpha. \quad (3.2)$$

Для врахування зміни радіусу кривизни було застосовано диференціальне рівняння рівноваги [33]:

$$\rho \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \sigma_\rho - \sigma_\theta - \frac{\mu \rho \sigma_\kappa}{s \sin \alpha} \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right) = 0; 0 < z < s. \quad (3.3)$$

Дане рівняння розв'язували спільно з рівнянням:

$$\sigma_\theta = \left(\frac{\sigma_\kappa l}{s} \right) tg\alpha. \quad (3.4)$$

Умова пластичності була прийнята у вигляді

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_u. \quad (3.5)$$

Дотичні напруження виражали як

$$\tau = \mu \sigma_\kappa. \quad (3.6)$$

Рівняння (3.3) можна переписати у вигляді

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\sigma_\rho}{\rho} - \frac{\sigma_\theta}{\rho} - \frac{\mu \sigma_\kappa}{s \sin \alpha} \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right) = 0. \quad (3.7)$$

Позначивши $A = \frac{\mu \sigma_\kappa}{s \sin \alpha} \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right)$, отримаємо:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\sigma_\rho}{\rho} - \frac{\sigma_\theta}{\rho} - A = 0. \quad (3.8)$$

Далі розв'язувалось неоднорідне диференціальне рівняння (3.8), тоді однорідне лінійне рівняння після розподілу змінних:

$$\frac{\partial \sigma_\rho}{\sigma_\rho} = -\frac{\partial \rho}{\rho}, \text{ звідки } \ln|\sigma_\rho| = -\ln|\rho| + \ln|c| \text{ і } \sigma_\rho = \frac{c}{\rho}. \quad (3.9)$$

Розв'язавши рівняння (3.9) одержимо $\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial c(\rho)}{\partial \rho} - \frac{c(\rho)}{\rho^2}$.

Після відповідних перетворень і скорочень отримаємо:

$$\frac{\partial c(\rho)}{\partial \rho} - \sigma_\theta - A\rho = 0, \quad (3.10)$$

тоді

$$\partial c(\rho) = (\sigma_\theta + A\rho) \partial \rho \text{ і } c(\rho) = \sigma_\theta \rho + A\rho^2/2 + c_1. \quad (3.11)$$

Підставляючи (3.11) у (3.10), одержимо

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta + \frac{A\rho}{2} + \frac{c_1}{\rho}. \quad (3.12)$$

Константу інтегрування c_1 знайдемо з граничних умов

$$\rho = r_0; \sigma_\kappa = 0 \Rightarrow A = 0; \sigma_\rho = 0; \sigma_\theta = -\sigma_m. \quad (3.13)$$

Враховуючи те, що при обкочуванні верхній шар розкочується на нижньому шару, його довжина прагне збільшуватися. Пластичне деформування розпочнеться тоді, коли напруження σ_θ створять зусилля стиску в тангенціальному напрямку, достатні для видавлювання верхнього шару. В такому випадку:

$$c_1 = \sigma_m r_0, \quad (3.14)$$

тоді вираз для визначення радіального напруження буде мати вигляд:

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta + \frac{\mu \sigma_\kappa}{s \sin \alpha} \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right) \frac{\rho}{2} + \sigma_m \frac{r_0}{\rho}. \quad (3.15)$$

Значення контактної напруженості σ_k може бути знайдено із спільного розв'язку даного рівняння з умовою пластичності (3.5). Тоді:

$$\sigma_u = \frac{\mu\sigma_k}{s \sin \alpha} \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right) \frac{\rho}{2} + \sigma_m \frac{r_0}{\rho}, \quad \sigma_k = \frac{\left(\sigma_u - \sigma_m \frac{r_0}{\rho} \right) 2s \sin \alpha}{\mu\rho \left(1 + \frac{z}{R_\theta} + \frac{2z}{R_\rho} \right)}. \quad (3.16)$$

Для подібних процесів [34] значення коефіцієнта тертя: $\mu = 0,28 \dots 0,32$.

Формула (3.16) була перевірена експериментально як

$$\sigma_k = \frac{F}{S}, \quad (3.17)$$

де F – зусилля притиску ролика, S – площа контакту. Далі по співвідношеннях (3.4–3.6) знаходили компоненти тензора напружень.

Для врахування деформаційного зміцнення, що виникає в процесі розкочування, використовували метод твердості [19]. Вимірюючи твердість у меридіональному перетині деформованого поршня, за допомогою градувальних графіків визначали інтенсивність напружень, інтенсивність деформацій у всій пластичній області деформованого поршня. Твердість HV (МПа) вимірювали алмазною пірамідкою по Віккерсу за методикою, описаною в параграфі 2.3.

3.1.3. Аналіз результатів розрахунку напружено-деформованого стану та дослідження деформуємістості заготовки

Напружено-деформований стан при заочуванні поршня з шатуном аксіально-роторного поршневого насоса визначали в 30 точках здеформованої області показаної на рис. 3.3. Як видно з рис. 3.3 при заочуванні найбільш деформованою областю є зовнішня область в околі дії заочувального ролика, тобто точки: 4, 7, 10, 13, 22, 25. Для зазначених точок розраховували контактні напруження, компоненти тензора напружень, накопичену інтенсивність деформацій, а також показник напруженого стану.

В даному процесі інтерес становить проведення аналогічних розрахунків для внутрішньої поверхні поршня, тобто поверхні контакту поршень-шатун.

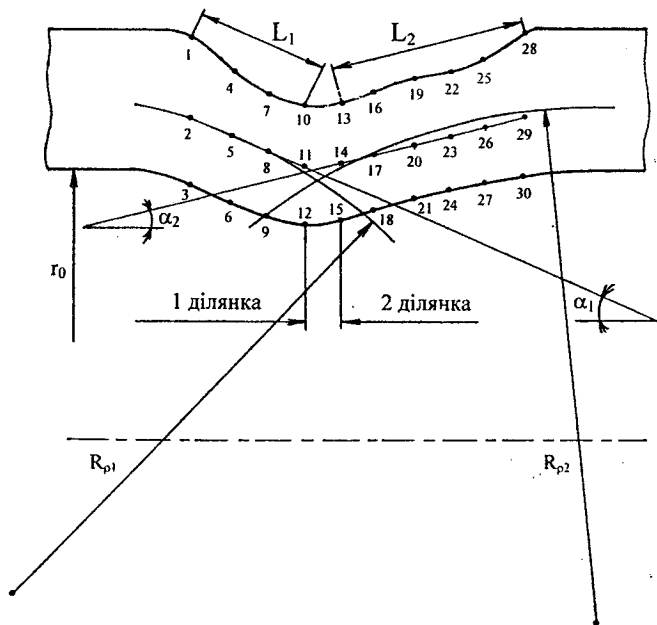


Рис. 3.3. Параметри для визначення напружено-деформованого стану

За аналогічною методикою побудовані шляхи деформування і розрахований використаний ресурс пластичності для внутрішньої поверхні поршня, тобто точок 6, 9, 12, 15, 24, 27. Оскільки радіус кривизни був змінний, то розрахунки проводили на двох ділянках. Кожна з них характеризується α , радіусами серединної поверхні в меридіональному R_p і широтному R_θ перерізах, а також іншими геометричними параметрами.

Для дослідженого матеріалу сталі 38Х2МЮА, побудована діаграма пластичності в координатах $e_p = f(\eta)$, яка показана на рис. 2.21 у параграфі 2.1.2. На рис. 3.4 показана частина цієї діаграми в межах зміни показника напруженого стану ($1,5 \geq \eta \geq 0,75$), на цьому ж рисунку для зазначених точок нанесені шляхи деформування в координатах $\bar{e}_u = f(\eta)$. Шлях деформування являє собою залежність накопи-

ченої інтенсивності деформації $\bar{\epsilon}_n$ від показника напруженого стану η в різних областях деформованих заготовок.

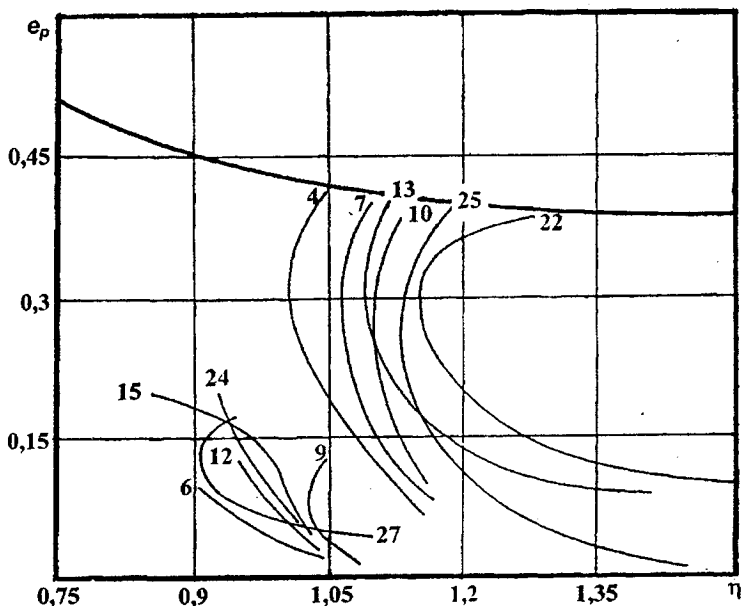


Рис. 3.4. Шляхи деформування небезпечних точок у процесі заочування пари поршень-шатун і частина діаграми пластичності сталі 38X2MЮА

Кожний із шляхів деформування має відповідну кривизну, тому для визначення використаного ресурсу пластичності застосований феноменологічний критерій руйнування (1.24), що враховує швидкість зміни показника напруженого стану, вплив історії деформування на пластичність і заснований на нелінійній теорії накопичення пошкоджень [65].

Результати розрахунку в найбільш небезпечних точках приведені в таблиці 3.1, з якої випливає, що у всіх зазначених точках враховувалась близькість до руйнування.

Таблиця 3.1

Експериментальні результати розрахунку напружено-деформованого стану в найбільш небезпечних областях деформування

Внутрішня сторона поршня											
Експеримент						Розрахунок					
Область	Точки	σ_u , МПа	ρ , мм	$R_{\theta M}$, м	z , мм	s , мм	σ_k , МПа	σ_{θ} , МПа	σ_p , МПа	σ_0 , МПа	ϵ_{II}
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
	6	680	8	8	0	4	0	0	680	340	1,5
	9	750	8	8	0	4	-38,0	0	740	370	1,5
	12	790	7,9	7,9	0	4	-66,0	-12,0	780	380	1,4
	15	680	7,9	7,9	0	3,8	0	0	680	340	1,5
№ 2; $\alpha=17^0$; $L_2 = 4,1$ мм; $R_p=16,58$ мм	24	740	8	8	0	4	-40	0	740	370	1,5
	27	810	8	8	0	4,4	-120	-20	790	380	1,4
Стадія № 2											
№ 1; $\alpha=23^0$; $L_1 = 5,61$ мм; $R_p=14,63$ мм	6	710	7,9	7,9	0	4,3	-20	15,0	720	370	1,5
	9	750	7,6	7,6	0	4,4	-15,0	9	760	380	1,5
	12	790	7,2	7,2	0	4,4	-20	10	800	400	1,5
	15	790	6,9	6,9	0	4	-66,0	37	830	430	1,6
№ 2; $\alpha=20^0$; $L_2 = 4,4$ мм; $R_p=14,3$ мм	24	780	7	7	0	4	-66,0	40	820	430	1,6
	27	700	7,2	7,2	0	3,7	-120	77	780	430	1,5

Стадія № 3												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=18^{\circ}$; $L_1 = 8,26\text{мм}$; $R_p=21,2\text{мм}$	6	880	7,9	7,9	0	3,4	-180	-140	740	300	1	0,05
	9	940	7,5	7,5	0	3,6	-230	-170	720	300	1	0,07
	12	980	6,9	6,9	0	4	-250	-160	810	320	1	0,08
	15	980	6,2	6,2	0	4	-180	-120	860	370	1,1	0,08
	24	1130	6,6	6,6	0	3,5	-510	-390	740	170	1	0,1
№ 2; $\alpha=27^{\circ}$; $L_2 = 4,81\text{мм}$; $R_p=14,82\text{мм}$	27	860	7	7	0	3,4	-150	-120	740	310	1,1	0,04
	Стадія № 4											
№ 1; $\alpha=21^{\circ}$; $L_1 = 5,39\text{мм}$; $R_p=14\text{мм}$	6	960	7,4	7,4	0	3,3	-270	-170	790	310	1	0,07
	9	980	6,8	6,8	0	3,3	-260	-160	820	330	1	0,08
	12	990	6,6	6,6	0	3,5	-250	-150	840	340	1	0,1
	15	1040	6,3	6,3	0	3,5	-280	-170	870	350	1	0,12
	24	1050	7	7	0	3,8	-380	-210	840	320	0,9	0,1
№ 2; $\alpha=20^{\circ}$; $L_2=7,56\text{мм}$, $R_p=19\text{мм}$	27	1010	7,8	7,8	0	3,6	-350	-200	810	300	0,9	0,1
	Стадія № 5											
№ 1; $\alpha=20^{\circ}$; $L_1 = 6,89\text{мм}$; $R_p=15,74\text{мм}$	6	980	7,8	7,8	0	3,8	-300	-200	790	290	0,9	0,08
	9	1000	7,3	7,3	0	3,9	-300	-200	800	300	0,9	0,1
	12	104	6,6	6,6	0	4	-300	-190	850	330	0,9	0,1
	15	1060	6,3	6,3	0	4	-290	-180	880	350	1	0,1
	24	1080	6,6	6,6	0	3,7	-400	-270	800	270	0,8	0,14
№ 2; $\alpha=25^{\circ}$; $L_2 = 5,12\text{мм}$; $R_p=10,13\text{мм}$	27	1040	7	7	0	3,7	-390	-260	770	250	0,8	0,12

		Стадія № 6											
1		2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=25^{\circ}$; $L_1 = 5 \text{ мм}$; $R_p=10,21 \text{ мм}$	6	1000	7	7	0	3,6	-250	-170	830	330	1	0,1	
	9	1050	6,6	0	3,6	-270	-180	870	340	1	0,12		
	12	1040	6,3	0	3,7	-220	-140	900	380	1,1	0,12		
	15	1090	6	0	3,7	-260	-170	920	380	1	0,15		
№ 2; $\alpha=20^{\circ}$; $L_2 = 6,82 \text{ мм}$; $R_p=15,87 \text{ мм}$	24	1100	7	7	0	4	-360	-210	880	340	0,9	0,2	
	27	1060	7,7	7,7	0	3,8	-340	-210	840	320	0,9	0,13	
		Стадія № 7											
№ 1; $\alpha=22^{\circ}$; $L_1 = 4,75 \text{ мм}$; $R_p=11 \text{ мм}$	6	1160	7,7	7,7	0	3,4	-490	-270	880	300	0,9	0,1	
	9	1190	11	7,4	4	3,4	-230	-130	1060	460	1,2	0,13	
	12	1170	7	7	0	3,6	-500	-260	910	320	0,9	0,12	
	15	1240	6,7	6,7	0	3,7	-590	-300	940	320	0,9	0,2	
№ 2; $\alpha=16^{\circ}$; $L_2 = 6,56 \text{ мм}$; $R_p=19 \text{ мм}$	24	1260	7	7	0	4,5	-560	-230	1020	390	0,9	0,2	
	27	1220	7,6	7,6	0	4,6	-550	-240	990	380	0,9	0,2	

Зовнішня сторона поршня

Стадія № 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=15^{\circ}$; $L_1=2,78\text{м}$; $R_p=16,31\text{мм}$	4	930	12	8	4,3	4,3	-130	-20	910	440	1,4	0,06
	7	900	12	8	4,2	4	-120	-20	880	430	1,4	0,05
	10	990	11	7,9	3,9	3,9	-140	-30	960	470	1,4	0,09
	13	990	11	7,9	3,8	3,8	-140	-30	960	470	1,4	0,09
№ 2; $\alpha=17^{\circ}$; $L_2=4,1\text{мм}$; $R_p=16,58\text{мм}$	22	1000	12	8	4,4	4,5	-170	-30	970	470	1,4	0,09
	25	720	12	8	4,4	4,5	-8,60	-1,50	710	350	1,4	0,02

Стадія № 2

№ 1; $\alpha=23^{\circ}$; $L_1=5,61\text{мм}$; $R_p=14,63\text{мм}$	4	950	12	7,9	4,3	4,3	-190	-100	840	370	1,2	0,07
	7	950	12	7,6	4,4	4,2	-180	-100	850	370	1,2	0,07
	10	1020	11	7,2	4,6	4,5	-210	-110	900	390	1,2	0,1
	13	1100	11	7	4,7	4,4	-240	-130	970	420	1,1	0,16
№ 2; $\alpha=20^{\circ}$; $L_2=4,4\text{мм}$; $R_p=14,3\text{мм}$	22	1190	10	7	3,8	3,7	-230	-150	1040	450	1,1	0,25
	25	790	11	7,3	4	3,7	-110	-6,80	720	330	1,2	0,03

Стадія № 3													
1		2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=18^{\circ}$; $L_1=8,26\text{мм}$; $R_p=21,2\text{мм}$		4	1250	11	7,9	3,8	3,6	-260	-190	1050	430	1	0,33
		7	1030	11	7,5	3,6	3,4	-180	-140	890	370	1,1	0,11
		10	1090	11	6,9	4,2	3,6	-200	-140	940	400	1,1	0,15
		13	1260	11	6,2	4,4	4	-260	-170	1080	450	1,1	0,35
№ 2; $\alpha=27^{\circ}$; $L_2=4,81\text{мм}$; $R_p=14,82\text{мм}$		22	1210	10	6,6	3,6	3,4	-350	-280	930	330	0,8	0,28
		25	920	11	7	4,1	3,8	-220	-150	770	310	1	0,06
Стадія № 4													
№ 1; $\alpha=21^{\circ}$; $L_1=5,39\text{мм}$; $R_p=14\text{мм}$		4	1260	12	7,4	4,5	4	-280	-140	1160	490	1,1	0,08
		7	1200	11	6,9	3,8	3,5	-250	-150	1050	450	1,1	0,26
		10	1220	10	6,6	3,3	3,2	-260	-160	1050	440	1,1	0,3
		13	1280	9,8	6,3	3,5	3,5	-290	-170	1100	460	1,1	0,38
№ 2; $\alpha=20^{\circ}$; $L_2=7,56\text{мм}$; $R_p=19\text{ мм}$		22	1220	11	7,1	3,9	3,6	-250	-140	1070	470	1,1	0,3
		25	1050	11	7,8	3,6	3,5	-200	-120	930	410	1,2	0,12
Стадія № 5													
№ 1; $\alpha=20^{\circ}$; $L_1=6,89\text{мм}$; $R_p=15,74\text{мм}$		4	1340	11	7	4,3	3,8	-300	-190	1150	480	1,1	0,5
		7	1260	10	6,6	3,8	3,6	-280	-180	1070	450	1	0,35
		10	1260	10	6,3	3,7	3,6	-280	-190	1070	440	1	0,35
		13	1300	9,8	6,1	3,7	3,7	-310	-200	1100	450	1	0,4
№ 2; $\alpha=25^{\circ}$; $L_2=5,12\text{мм}$; $R_p=10,13\text{мм}$		22	1250	11	7	4,2	3,8	-220	-140	1110	490	1,2	0,33
		25	1370	11	7,7	3,7	3,6	-270	-170	1190	510	1,1	0,33

Стадія № 6												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=25^{\circ}$; $L_1 = 5 \text{ мм}$; $R_p=10,21 \text{ мм}$	4	1340	11	7	4,3	3,8	-300	-190	1150	480	1,1	0,5
	7	1260	10	6,6	3,8	3,6	-280	-180	1080	450	1,1	0,35
	10	1260	10	6,3	3,7	3,6	-280	-190	1070	440	1	0,35
	13	1300	10	6,1	3,7	3,7	-310	-200	1100	450	1	0,41
№ 2; $\alpha=20^{\circ}$; $L_2 = 6,82 \text{ мм}$; $R_p=15,87 \text{ мм}$	22	1250	11	7,1	4,2	3,8	-220	-140	1110	490	1,2	0,33
	25	1260	11	7,7	3,7	3,6	-240	-150	1110	480	1,1	0,35
Стадія № 7												
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
№ 1; $\alpha=22^{\circ}$; $L_1 = 4,75 \text{ мм}$; $R_p=11 \text{ мм}$	4	1400	12	7,7	4,2	3,9	-310	-150	1240	540	1,2	0,5
	7	1380	11	7,4	3,7	3,4	-290	-170	1210	520	1,1	0,45
	10	1350	11	7	3,6	3,6	-300	-160	1180	510	1,1	0,38
	13	1380	11	6,7	3,7	3,7	-320	-170	1210	520	1,1	0,45
№ 2; $\alpha=16^{\circ}$; $L_2 = 6,56 \text{ мм}$; $R_p=19 \text{ мм}$	22	1340	12	7	4,7	4,6	-240	-9,80	1240	570	1,3	0,35
	25	1380	12	7,6	4,5	4,2	-230	-110	1270	580	1,3	0,45

Результати розрахунку використаного ресурсу пластичності за допомогою критерію (1.24) приведені в таблиці 3.2. З результатів розрахунків випливає, що на внутрішній поверхні (точки 6, 9, 12, 15, 24, 27) значення використаного ресурсу пластичності істотно менше одиниці, а на зовнішній (точки 4, 7, 10, 13, 22, 25) – близькі до вичерпання.

Таблиця 3.2

Значення використаного ресурсу пластичності в найбільш небезпечних областях деформування поршня

Точки	4	7	10	13	22	25
Ψ	0,98	0,97	0,95	0,98	0,97	0,97
Точки	6	9	12	15	24	27
Ψ	0,22	0,3	0,32	0,4	0,44	0,42

За результатами досліджень, можна зробити такі висновки:

- деформування здійснюється у жорсткій області, тому значення показників η і інтенсивність деформацій e_u на стадіях формування можна прийняти як головні параметри для оптимізації та вдосконалення даного процесу (з врахуванням забезпечення запасу пластичності);

- на величину показника η і ступеня деформації \bar{e}_u істотно впливають інтенсивність напружень, кути нахилу α , зменшення яких приводить до зміщення значень η у м'яку область, поточне значення ρ , радіуси вигину в меридіональній площині R_p (збільшення яких приводить до зменшення значень Ψ на всіх стадіях);

- на стадіях 1-6 заочування здійснюється із шатуном, на 7-й – без шатуна, порівняльний аналіз показує, що без шатуна значення запасу пластичності виявляється значно більшими.

3.2. Кінематика деформування при заочуванні поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса

3.2.1. Методики розрахунку деформованого стану і результати вимірювання елементів подільної сітки на внутрішніх поверхнях поршнів з різними параметрами заочування

За допомогою інформації про розподіл твердості в меридіональному перерізі заготовки можна визначити інтенсивність деформацій e_u . По розподілу твердості інтенсивність деформацій визначена на різних стадіях заочування. Ця інформація необхідна для встановлення кінематики течії на різних стадіях заочування поршня із шатуном, а також для розрахунку напруженого стану за методикою, приведеною в параграфі 3.1.1.

Надалі пропонується визначати напружений стан за іншою методикою, що враховує об'ємність схеми напруженого стану, тобто головні напруження меридіональної площини σ_ρ , σ_m , σ_θ (рис. 3.5). Ця методика передбачає аналіз значень не тільки величини інтенсивності деформацій, але і головних компонентів тензора деформацій, тобто e_ρ , e_θ , e_m .

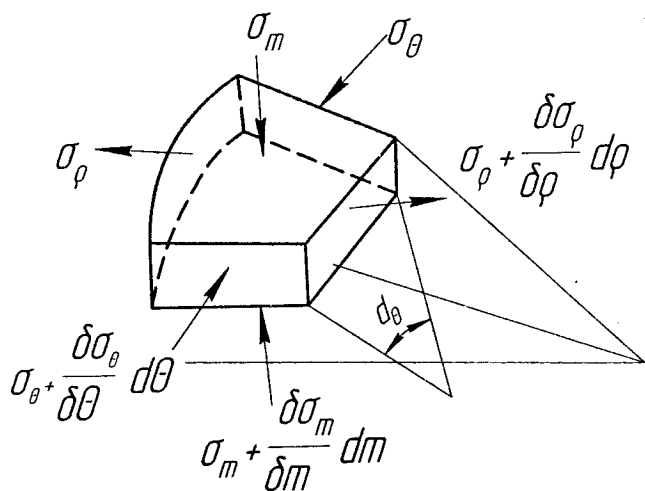


Рис. 3.5. Напружений стан елемента поршня, що закручується

Для їх визначення був проведений наступний експеримент. Виготовлено сім заготовок поршень-шатун і перед закручуванням на внутрішню поверхню шатуна наносили спеціально заточеним гострим різцем подільну сітку базою ~ 1 мм. Сітку наносили як у меридіональному, так і в окружному напрямках. Після деформування подільну сітку (рис. 3.6) вимірювали на інструментальному мікроскопі ММІ-2 з точністю ± 5 мкм. При цьому головну окружну деформацію розраховували за формулою

$$e_\theta = \ln \frac{\theta_0}{\theta_i}, \quad (3.18)$$

головну деформацію в меридіональному напрямку розраховували за формулою

$$e_m = \ln \frac{z_i}{z_0}, \quad (3.19)$$

а радіальну деформацію з умови сталості об'єму (умова нестисливості):

$$e_\rho = -e_m - e_\theta. \quad (3.20)$$

У співвідношеннях (3.18), (3.19), $z_0, z_i, \theta_0, \theta_i$ – відстань між вузлами подільної сітки, z_0, θ_0 до, і z_i, θ_i після деформування (див. рис 3.7).

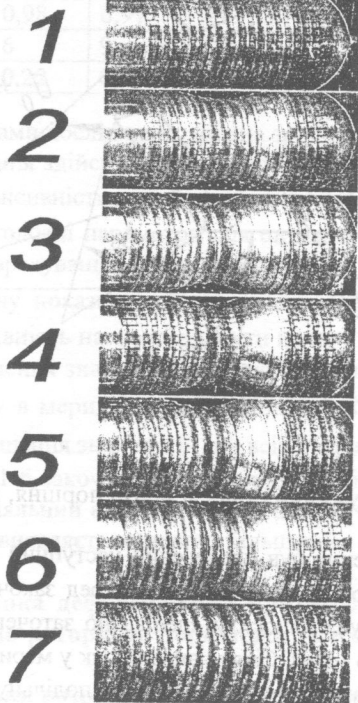


Рис. 3.6. Деформовані сітки семи заготовок поршнів після різних стадій заковчування

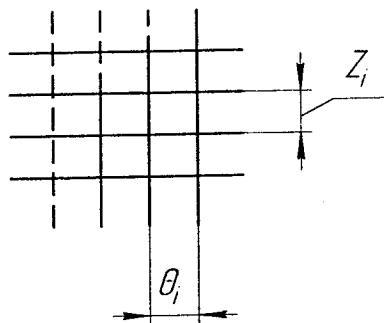


Рис. 3.7. Подільна сітка при закочуванні пари поршень-шатун

Згідно формул (3.19), (3.20), (3.21), а також фактично обмірюваним параметрам деформованої подільної сітки $e_m \equiv e_1 > 0$, $e_\theta \equiv e_2 < 0$, $e_\rho \equiv e_3 < 0$, знаючи величину головних деформацій на внутрішній частині заготовки поршень-шатун, можна розрахувати інтенсивність деформацій за формулою

$$e_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{e_m^2 + e_\theta^2 + e_m e_\theta} \quad (3.21)$$

На зовнішній поверхні заготовки поршня, що закочується, компоненти тензора головних деформацій можна розрахувати за наступною методикою.

Окружна деформація буде рівна:

$$e_\theta = \ln \frac{d_i}{d_0}, \quad (3.22)$$

де d_0 – діаметр поршня до закочування, d_i – діаметр поршня в різних перерізах після закочування.

Інтенсивність деформацій визначена раніше по розподілу твердості, отже, меридіональну деформацію можливо визначити за формулою

$$4e_m^2 + 4e_m e_\theta - 4e_\theta^2 + 3e_u^2 = 0, \quad (3.22)$$

яка впливає з формули (3.21). Тоді радіальна деформація може бути визначена за формулою (3.20).

В таблиці 3.3 наведені результати вимірювання параметрів θ_i , Z_i викривленої подільної сітки на всіх семи стадіях закочування.

Як впливає з таблиці, товщина стінок поршнів, внутрішній і зовнішній діаметри мають невелику розбіжність.

Таблиця 3.3

Результати вимірів параметрів подільної сітки на різних стадіях заочучування заготовок поршень – шатун

№ стадії	Z_1 , відлік від головки шатуна, мм	θ				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
I	1,06	1,09	1,14	1,10	1,07	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{\text{зліва}} = 3,82$ мм; $t_{\text{справа}} = 3,97$ мм.
	1,05	1,09	1,14	1,10	1,07	
	1,10	1,09	1,14	1,10	1,07	
	1,10	1,09	1,14	1,10	1,07	
	1,15	1,08	1,14	1,15	1,10	
	1,07	1,08	1,14	1,15	1,10	
	1,15	1,07	1,12	1,10	1,13	Товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{\text{зліва}} = 4,49$ мм; $t_{\text{справа}} = 4,45$ мм.
	1,20	1,07	1,11	1,09	1,10	
	1,47	1,09	1,07	1,07	1,05	
	1,30	-	1,07	1,10	-	
	1,16	-	1,10	1,10	-	
	1,09	-	1,09	1,12	-	
	1,10	1,07	1,13	1,12	1,10	
	1,10	1,08	1,11	1,12	1,11	
1,16	1,08	1,11	1,12	1,11	Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний: $d_0 = 16,55$ мм.	
1,10	1,00	1,10	1,11	1,04		
1,03	1,12	1,10	1,11	1,04		
1,00	1,12	1,10	1,11	1,04		
						Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,49$ мм.

Продовження табл. 3.3

№ стадії	Z_i , відлік від головки шатуна, мм	θ_i				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
II	1,13	-	1,10	1,16	-	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{\text{зілля}} = 3,86$; $t_{\text{сюрини}} = 3,94$ мм. Товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{\text{зілля}} = 4,6$ мм; $t_{\text{сюрини}} = 4,6$ мм. Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний $d_0 = 16,75$ мм. Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,78$ мм.
	1,13	-	1,10	1,16	-	
	1,11	-	1,10	1,16	-	
	1,08	-	1,10	1,16	-	
	1,04	-	1,10	1,16	-	
	1,04	-	1,12	1,12	-	
	1,33	-	1,10	1,09	-	
	1,56	-	1,06	1,02	-	
	1,55	-	0,97	0,98	-	
	1,53	-	0,92	0,96	-	
	1,25	-	0,94	0,95	-	
	1,25	-	0,96	0,99	-	
	1,18	-	1,04	1,06	-	
	1,09	-	1,07	1,13	-	
	1,09	-	1,11	1,13	-	
	1,16	-	1,10	1,15	-	
1,06	-	1,10	1,15	-		

Продовження табл. 3.3

№ стадії	Z, , відлік від головки шатуна, мм	θ				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
III	1,16	-	1,12	1,12	1,14	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{зліва} = 3,64$ мм; $t_{справа} = 3,66$ мм.
	1,10	-	1,12	1,12	1,14	
	1,06	-	1,12	1,12	1,14	
	0,98	-	1,11	1,14	1,08	
	1,34	-	1,05	1,07	1,05	Товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{зліва} = 4,58$ мм; $t_{справа} = 4,58$ мм.
	1,30	-	0,95	1,00	0,98	
	1,58	0,86	0,95	0,87	0,93	
	1,76	0,80	0,88	0,83	0,92	
	1,61	0,80	0,81	0,89	0,81	Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний: $d_0 = 16,25$ мм.
	1,10	-	-	-	-	
	1,10	-	-	-	-	
	1,10	-	-	-	-	
	1,10	-	-	-	-	
	1,10	-	-	-	-	
1,00	1,09	1,12	1,12	1,10	Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,41$ мм.	
1,06	-	1,14	1,14	1,11		
1,15	-	1,12	1,19	1,11		
1,15	-	1,16	1,15	1,08		
0,96	-	1,16	1,15	1,08		

Продовження табл. 3.3

№ ста- дії	Z, , відлік від головки шатуна, мм	$\theta,$				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
IV	1.16	-	1,08	1,10	1,15	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{зона} = 4,29$ мм; $t_{сирова} = 3,62$ мм. Товщина стінки поршня в недефор- мованій зоні: $t_{зона} = 4,51$ мм; $t_{сирова} = 4,46$ мм. Внутрішній діаметр поршня від голо- вки шатуна, вихідний $d_0 = 16,39$ мм. Зовнішній діаметр поршня біля голо- вки шатуна: $d = 25,36$ мм.
	1.17	-	1,08	1,10	1,15	
	1.12	-	1,08	1,10	1,15	
	1.05	-	1,08	1,10	1,15	
	1.04	-	1,09	1,06	1,14	
	1.20	-	1,06	1,05	1,06	
	1.44	-	0,95	0,92	0,97	
	1.62	-	0,88	0,91	0,91	
	1.69	-	0,85	0,84	0,85	
	1.16	-	1,25	0,77	0,85	
	1.16	-	1,25	0,77	0,85	
	1.16	-	1,25	0,77	0,85	
	1.16	-	1,25	0,77	0,85	
	1.30	-	1,07	1,18	1,10	
1.10	-	1,04	1,13	1,12		
1.05	-	1,10	1,11	1,14		
1.14	-	1,05	1,15	1,10		
1.14	-	1,05	1,15	1,10		
1.02	-	1,08	1,12	1,10		

Продовження табл. 3.3

№ стадії	Z, , відлік від головки шатуна, мм	θ				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
У	1.13	-	1,09	1,11	-	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{\text{зліва}} = 4,19$ мм; $t_{\text{справа}} = 4,15$ мм.
	1.18	-	1,09	1,11	-	
	1.00	-	1,10	1,12	-	
	1.00	-	1,11	1,10	-	
	1.06	-	1,04	1,01	-	
	1.02	0,98	1,00	0,94	-	Товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{\text{зліва}} = 4,49$ мм; $t_{\text{справа}} = 4,71$ мм.
	1.02	0,98	1,00	0,94	-	
	1.02	0,98	1,00	0,94	-	
	1.07	-	-	-	-	
	1.07	-	-	-	-	
	1.07	-	-	-	-	Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний: $d_0 = 16,36$ мм.
	1.07	-	-	-	-	
	1.07	-	-	-	-	
	1.07	-	-	-	-	
	1.07	-	-	-	-	
1.09	1,14	-	-	-	Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,56$ мм.	
1.00	-	1,10	1,08	1,09		
1.10	-	1,13	1,12	1,01		
1.18	-	1,11	1,12	-		
1.01	-	1,10	1,15	-		
		-	1,10	1,15	-	

Продовження табл. 3.3

№ стадії	Z, , відлік від головки шатуна, мм	θ ,				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
УІ	1,03	-	1,17	1,13	-	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{злитт} = 4,45$ мм; $t_{стрижка} = 4,15$ мм.
	0,98	-	1,12	1,13	-	
	1,11	-	1,03	1,02	-	
	1,39	-	1,03	0,97	-	
	1,61	0,93	0,93	0,90	-	
	1,73	0,86	0,88	0,87	-	
	1,66	-	0,86	0,86	-	Товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{зліва} = 4,65$ мм; $t_{справа} = 4,63$ мм.
	1,04	-	-	-	-	
	1,04	-	-	-	-	
	1,04	-	-	-	-	
	1,04	-	-	-	-	
	1,04	-	-	-	-	
	1,04	-	-	-	-	
1,05	1,30	1,16	1,10	-	Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний: $d_0 = 16,37$ мм.	
1,09	1,11	1,06	1,08	-		
1,18	1,11	1,06	1,08	-		
1,12	0,89	1,14	1,40	-		
						Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,65$ мм.

Продовження табл. 3.3

№ стадії	Z, , відлік від головки шатуна, мм	θ				Примітка
		1 ряд ліворуч	2 ряд	3 ряд	4 ряд	
УП	1,00	1,14	1,11	1,13	-	Товщина стінки поршня в найбільш деформованій зоні: $t_{зліва} = 4,30$ мм; $t_{справа} = 4,67$ мм.
	1,16	1,14	1,11	1,13	-	
	1,12	1,14	1,11	1,13	-	
	1,07	1,14	1,11	1,13	-	
	1,00	1,14	1,11	1,13	-	
	1,00	1,14	1,11	1,13	-	товщина стінки поршня в недеформованій зоні: $t_{зліва} = 4,55$ мм; $t_{справа} = 4,45$ мм.
	1,33	1,15	1,08	1,10	-	
	1,50	1,03	1,04	1,02	-	
	1,58	0,97	0,97	0,97	-	
	1,56	0,94	0,92	0,92	-	
	1,41	0,92	0,91	0,89	-	Внутрішній діаметр поршня від головки шатуна, вихідний: $d_0 = 16,27$ мм.
	1,28	0,95	0,93	0,92	-	
	1,04	1,00	0,97	0,97	-	
	1,02	1,01	1,06	1,01	-	
	1,32	1,11	1,09	1,02	-	
1,32	1,11	1,09	1,02	-	Зовнішній діаметр поршня біля головки шатуна: $d = 25,21$ мм.	
1,32	1,11	1,09	1,02	-		
1,14	1,16	1,11	1,10	-		
1,21	1,16	1,11	1,10	-		
				-		

3.2.2. Аналіз деформованого стану на різних стадіях заочучування поршня із шатуном

Деформований стан на різних стадіях заочучування оцінювали двома методиками. Перша передбачає визначення інтенсивності деформацій по розподілу твердості. [19]. З цією метою будували градувальний графік: твердість HV, інтенсивність деформацій e_u , інтенсивність напружень σ_u . Градувальний графік будували для сталей, з яких виготовляється поршень і шатун. Після заочучування заготовки поршень-шатун, піддані різній ступені деформації, розрізали по меридіональному перерізу. Отриману поверхню шліфували і полірували до чистоти не нижче 10 мкм. за ДСТ 2789-59. Попередньо заготовки заливали в спеціальні обойми епоксидним клеєм. Потім у вузлах ділильної сітки базою в 1 мм вимірювали твердість по Віккерсу HV як це показано на рис. 2.43 у підрозділі 2.3. Усього твердість вимірювали на сімох заготовках поршня, підданих різній ступені деформації. Отримані дані про розподіл твердості, інтенсивності напружень і інтенсивності деформацій у меридіональному перерізі семи заготовок показані на рис. 2.45 – 2.51 у параграфі 2.3.

Таким чином, виявилось можливим одержати дані про розподіл накопиченої інтенсивності деформації \bar{e}_u у меридіональному перерізі заготовки поршня на сімох стадіях заочучування.

Інша методика (див. п. 3.2.1) дозволила одержати розподіл не тільки інтенсивності деформацій, але і всіх головних компонентів тензора деформацій: e_r - радіальна деформація, e_φ - окружна деформація, e_m - меридіональна деформація, а також e_u - інтенсивність деформацій.

На рис. 3.8 показаний розподіл головної логарифмічної деформації e_m на сімох стадіях деформованих заготовок поршня, після заочучування, у його внутрішній порожнині. Як впливає з отриманих результатів максимум величини e_m змінюється від значення $e_m = 0,25$ до $e_m = 0,55$. На 3 і 4, 5 і 7 стадіях заочучування середня величина максимальної деформації e_m на внутрішній порожнині заготовки поршня, після заочучування складає $e_m = 0,475$, тоді як на 1, 2 і 6 стадіях це значення дорівнює 0,42.

Відмітимо також, що максимальне значення деформації e_m досягають по стадіях заочучування на різних відстанях в осьовому напрямку заготовки поршня. Так на 1, 2, 3, 4 стадіях заочучування (параметри заочучування складають відповідно $m_1 = 0,24$; $m_2 = 0,51$; $m_3 = 0,64$; $m_4 = 0,65$) відстань, при якій спостерігається максимум деформації e_m складає близько 11 мм, потім вона зменшується на 5 і 6 стадіях деформації до величини 7,5 мм і знову досягає величини 11 мм на 7 стадії заочучування.

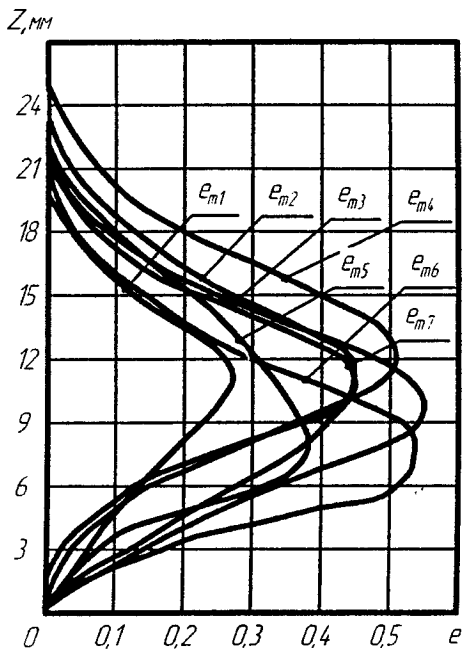


Рис. 3.8. Розподіл головної логарифмічної деформації в меридіональному перерізі поршня, після закручування (внутрішня порожнина)

3.2.3. Вплив властивостей матеріалу на кінематику течії

На 3, 4, 5 і 7 стадіях (рис. 3.8) середня величина максимальної деформації ϵ_m на внутрішній порожнині заготовки поршня, що закручується, складає $\epsilon_m = 0,475$, тоді як на 1, 2 і 4 стадіях це значення дорівнює 0,42. Ймовірно ця обставина зв'язана з різною вихідною твердістю заготовки поршня. На рис. 2.53 в параграфі 2.3 показана залежність вихідної твердості заготовок поршня від номера зразка. Так зразки 1, 2 і 6 піддані параметрам закручування $m=0,24$; $m=0,5$; $m=0,63$ відповідно мали твердість $(HV_0)_1=2300$ МПа, $(HV_0)_2=2340$ МПа, $(HV_0)_6=2330$ МПа, а зразки 3, 4, 5, 7 – $(HV_0)_3=2110$ МПа, $(HV_0)_4=2060$ МПа, $(HV_0)_5=2180$ МПа, $(HV_0)_7=2120$ МПа.

Таким чином, якщо вихідна твердість HV_0 знаходиться в межах від 2300 МПа до 2340 МПа величина максимальної деформації ϵ_m складає приблизно $\epsilon_m=0,42$ при практично однаковому параметрі закручування m ($m_2=0,51$; $m_6=0,63$, деформація $\epsilon_{m2}=0,42$; $\epsilon_{m7}=0,55$).

У випадку, якщо вихідна твердість знаходиться в межах від 2060 МПа до 2180 МПа значення максимальної деформації e_m складає приблизно $e_m=0,475$ при практично однаковому параметрі заочування m ($m_3=0,64$; $m_4=0,65$, деформація $e_{m3}=0,55$; $e_{m4}=0,52$).

Для всього процесу формозміни цей факт означає, що більш твердий матеріал при заочуванні виявляє меншу деформацію в осьовому напрямку, ніж більш м'який. Границя текучості, наприклад матеріалу, що має твердість $HV_0=2060\div 2120$ МПа, знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=620\div 640$ МПа. Границя текучості матеріалу, що має твердість $HV_0=2180\div 2340$ МПа, знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=650\div 700$ МПа. Максимальна розбіжність приводить до нестабільності одержання геометрії заготовок поршня і шатуна при їхньому заочуванні.

Максимальні окружні (тангенціальні) деформації на внутрішній поверхні порожнини заготовки поршня змінюються в процесі заочування по наведених вище стадіях у таких межах: від $e_\varphi=-0,07$ до $e_\varphi=-0,3$ (рис. 3.8 – 3.14). Максимальне значення величини окружної деформації e_φ досягають по стадіях заочування на приблизно однакових відстанях в осьовому напрямку заготовок поршня. Вони знаходяться в межах від 9 до 10 мм.

Відзначимо також, що на 3, 4, 5 і 7 стадіях заочування середня величина максимальної окружної деформації e_φ на внутрішній порожнині заготовки поршня, що заочується, складає $e_\varphi=0,28$, тоді як на 1, 2 і 6 стадіях це значення дорівнює 0,19. Аналогічний факт відзначений і з приводу змін меридіональних деформацій.

У випадку, якщо вихідна твердість заготовок поршня HV_0 знаходиться в межах від 2300 МПа до 2340 МПа величина максимальної окружної деформації e_φ складає приблизно $e_\varphi=0,25$ при практично однаковому параметрі заочування m ($m_2=0,51$; $m_6=0,63$, деформація $e_{\varphi2}=0,2$; $e_{\varphi6}=0,3$).

У випадку, якщо вихідна твердість знаходиться в межах від 2060 МПа до 2170 МПа значення максимальної окружної деформації e_m складає приблизно $e_\varphi=0,30$ при практично однаковому параметрі заочування m ($m_3=0,64$; $m_4=0,52$, деформація $e_{\varphi3}=0,3$; $e_{\varphi4}=0,3$).

Для процесу формозмінювання цей факт означає, що більш твердий матеріал при заочуванні виявляє меншу деформацію в окружному напрямку, ніж м'який.

На рис. 3.9 – 3.15 показані епюри всіх компонентів тензора логарифмічних деформацій у внутрішній порожнині заготовок поршня, а також на зовнішній поверхні.

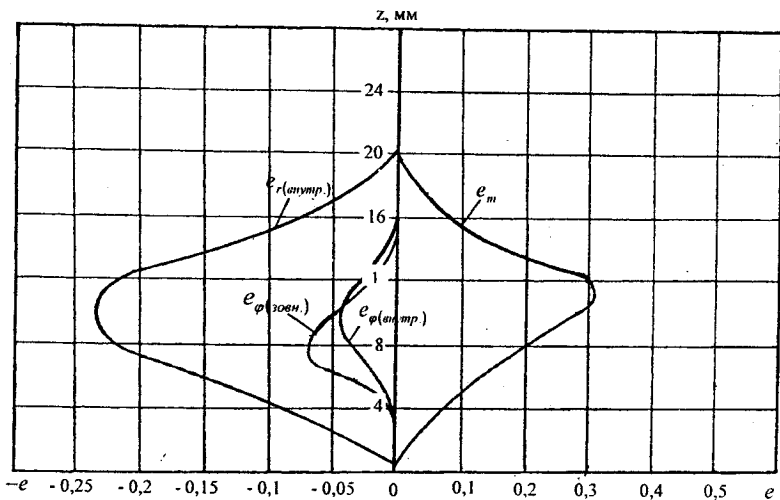


Рис. 3.9. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр закочування $m = 0,24$)

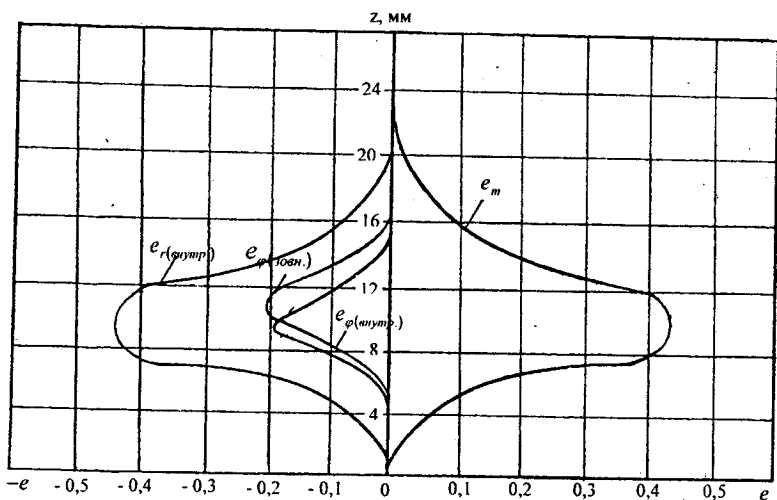


Рис. 3.10. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр закочування $m = 0,51$)

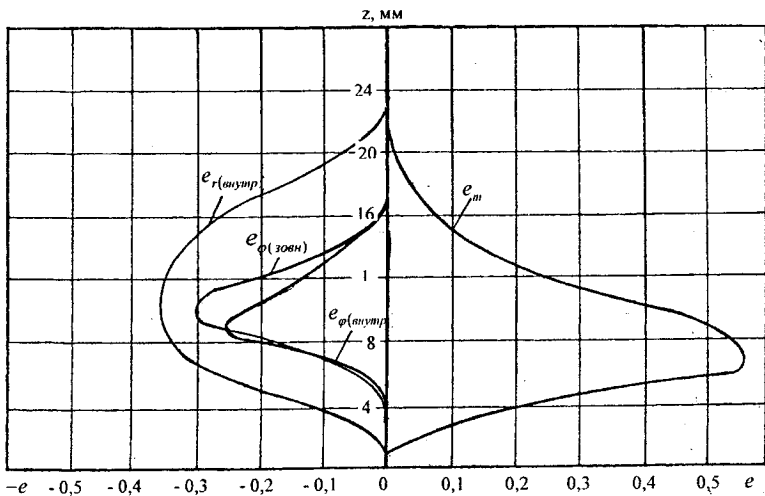


Рис. 3.11. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр заковування $m = 0,64$)

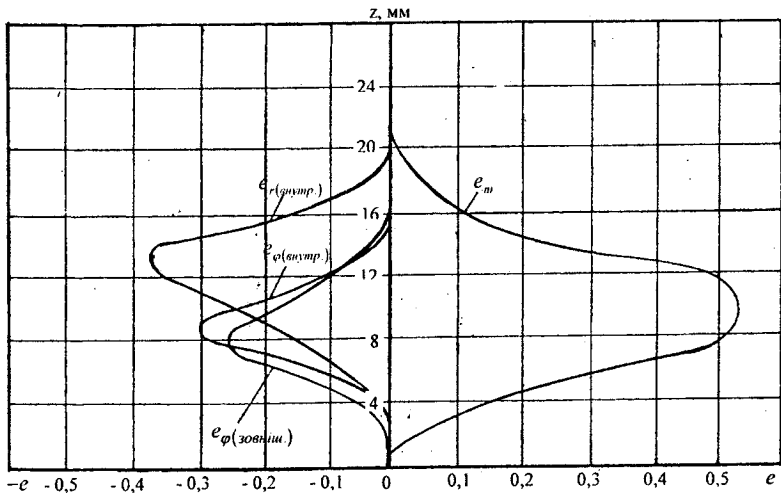


Рис. 3.12. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр заковування $m = 0,65$)

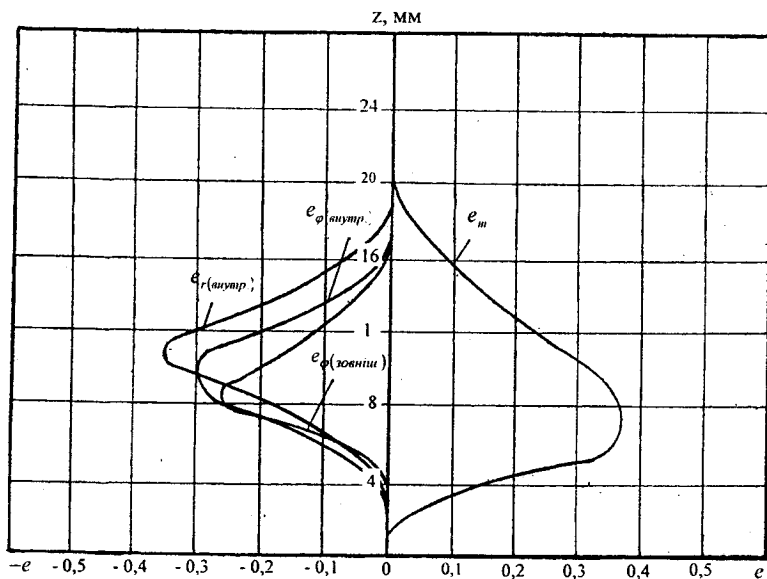


Рис. 3.13. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр заковування $m = 0,6$)

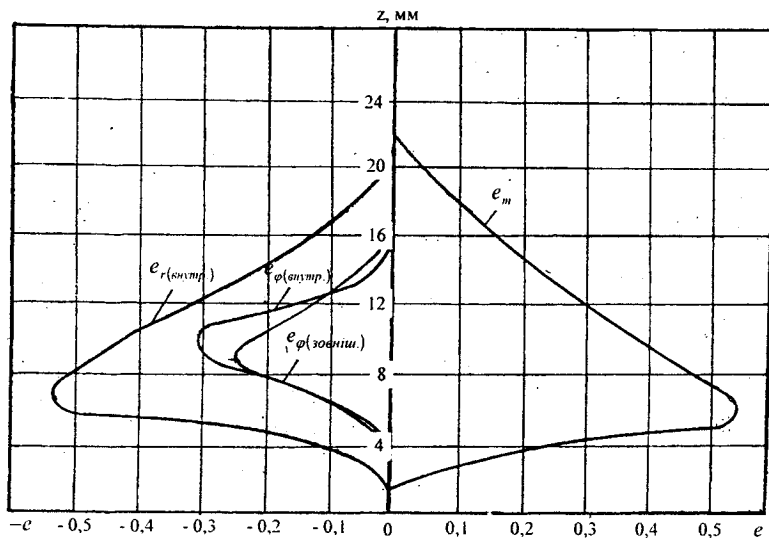


Рис. 3.14. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр заковування $m = 0,63$)

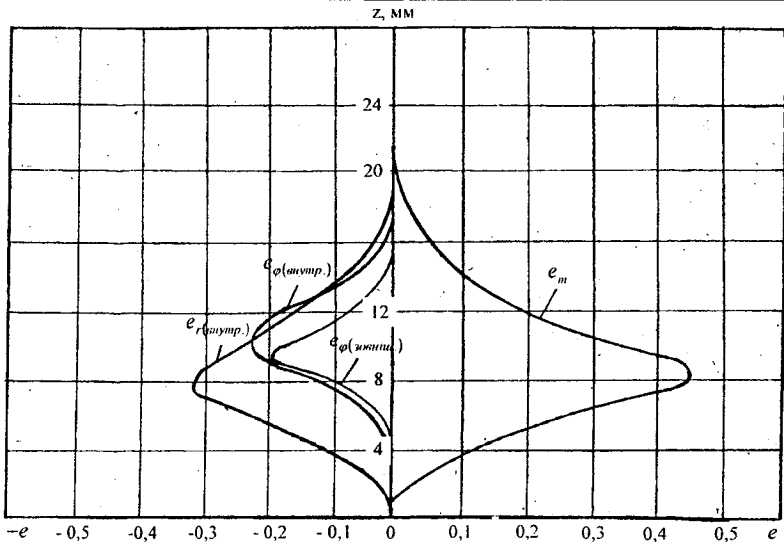


Рис. 3.15. Епюри компонентів тензора логарифмічних деформацій поршня (параметр заочування $m = 0,49$).

Як впливає з рисунків меридіональні компоненти тензора позитивні (відбувається подовження заготовки поршня у процесі заочування), окружні і радіальні компоненти тензора – негативні (відбувається звуження, зменшення діаметра порожнини заготовки поршня).

3.3. Напружено-деформований стан при холодному висадженні сферичної головки шатуна

3.3.1. Постановка задачі

Традиційна технологія виготовлення головки шатуна аксіально-роторного поршневого насоса полягає в механічній обробці на верстаках із ЧПУ або обробку фасонними різцями. Ця операція з наступною термообробкою забезпечує несприятливу технологічну спадковість, що приводить при експлуатації системи поршень-шатун до поломок у вигляді зломів на переході сферичної головки шатуна в циліндр (рис. 3.16).

Застосування для виготовлення головки шатуна технології холодного об'ємного штампування, замість різання, дозволяє підняти коефіцієнт використання металу до 93-98 %, знизити загальну трудомісткість виготовлення і поліпшити механічні характеристики готового виробу. Нами розглянута можливість одержання сферичного стовщення головки шатуна методом пластичного формозмінювання, а саме висадженням за схемою, представленою на рис. 3.17.

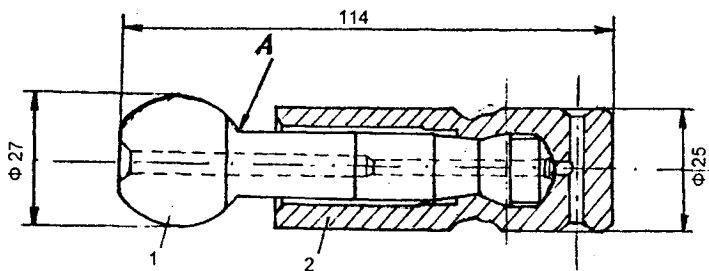


Рис. 3.16. Ескіз поршня із шатуном у складі:

- 1 – шатун;
- 2 – поршень;
- A – місце очікуваного руйнування

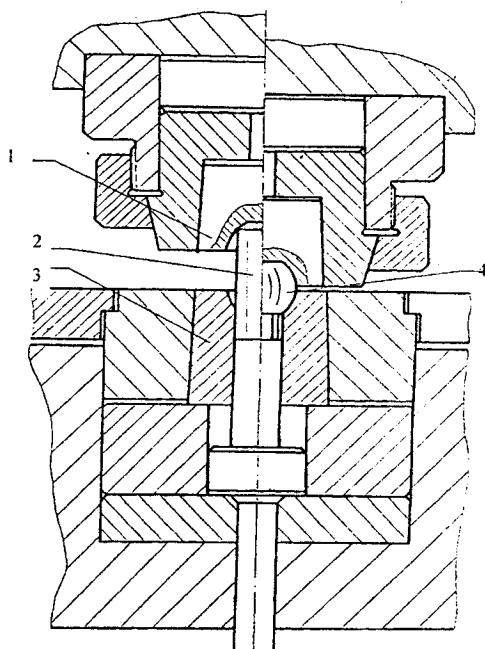


Рис. 3.17. Конструкція штампа, призначеного для висадження сферичних заготовок:

- 1 – пуансон;
- 2 – заготовка до висадження;
- 3 – матриця;
- 4 – заготовка після висадження.

Можливість здійснення зазначеної операції залежить від того, чи витримає деформована заготовка необхідний ступінь деформації без руйнування, а також які питомі навантаження на інструмент (штампове оснащення).

Для цього необхідно вивчити напружено-деформований стан, який виникає в процесі висадження, а також сформувати так званий технологічний паспорт матеріалу шатуна (сталь 30ХЗМФА) [74]. Інформація про напружено-деформований стан процесу висадження, а також дані про паспорт матеріалу, дозволяють, використовуючи феноменологічну теорію деформування металів, оцінити використаний ресурс пластичності [65]. Контактні напруження, що виникають у процесі висадження, можна використовувати для оцінки навантаження на інструмент.

3.3.2. Експериментальні дослідження

Послідовно розв'язуючи зазначені задачі, сформували технологічний паспорт матеріалу. З цією метою для матеріалу шатуна (сталь 30ХЗМФА) побудована крива течії, градуовальний графік і діаграма пластичності за методикою, викладеною в розділі 2.

Надалі процес висадження сферичної головки шатуна моделювали, замінивши сталь 30ХЗМФА на сталь 45. У роботі [65] показано, що деформований стан у процесі холодного об'ємного висадження за інших рівних умов (ступінь висадження, обтиснення, кути розчину матриць і інших параметрів) практично не залежить від властивостей матеріалу. Це дозволяє вивчати кінематику на будь-якому модельному матеріалі. Крім того, там же, а також у роботі [79] показано, що якщо напружений стан показати в безрозмірних координатах $\eta - e_u$, то шляхи деформування часток матеріалу при штампуванні $\eta = f(e_u)$ також практично не залежать від властивостей матеріалу. Для оцінки ресурсу пластичності необхідно знати шляхи деформування часток матеріалу в небезпечній області заготовки $\eta = f(e_u)$, а також діаграму пластичності матеріалу, який передбачається піддати операції штампування. Викладене дає можливість моделювання процесу на будь-якому матеріалі. Тому в якості модельного матеріалу обрана сталь 45, з якої штамнують шарові пальці автомобілів.

Експерименти проводили на циліндричних заготовках діаметром 20 мм і висотою 40 мм. Штампування проводили на експериментальному штампі (рис. 3.17).

Після висадження шарових стовщень, заготовки розрізали по меридіональному перерізі, заливали в обоймі епоксидним клеєм, шліфували, полірували і вимірювали твердість по Віккерсу під навантаженням 50 Н, витримкою 12,5 с. з кроком 1 мм (рис. 3.18).

По результатах вимірювань розподілення твердості побудовані ізолінії рівних твердості $HV = \text{const}$, інтенсивності напружень $\sigma_u = \text{const}$ і інтенсивності деформацій $e_u = \text{const}$, у меридіональному перерізі сферичної заготовки (рис. 3.19).

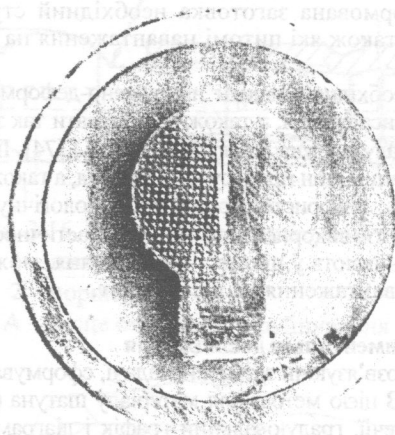


Рис. 3.18. Дослідження твердості на меридіональному перерізі головки шатуна

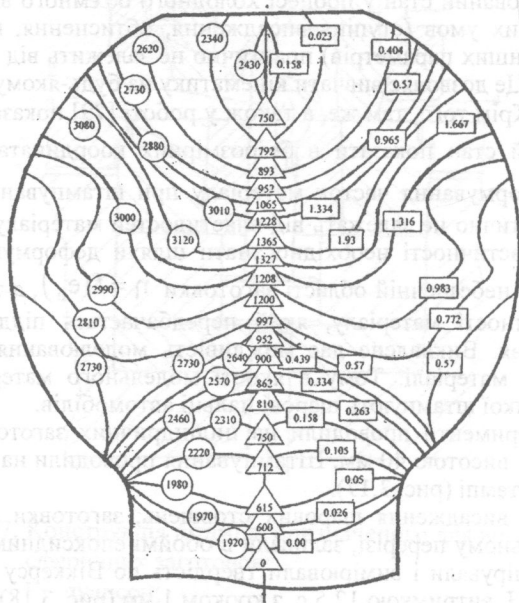


Рис. 3.19. Ізолінії твердості (HV) МПа, інтенсивності напружень σ_u МПа, інтенсивності деформацій ϵ_u , на меридіональному перерізі сферичної заготовки (сталь 30ХЗМФА)

3.3.3. Напружено-деформований стан при холодному висадженні сферичної головки шатуна

Напружено-деформований стан визначали за допомогою волокнистої макроструктури і вимірів твердості [70].

Знаючи дані (рис. 3.19) про розподіл інтенсивності напружень σ_u , накопиченої інтенсивності деформацій $\bar{\epsilon}_u$ у меридіональному перерізі сферичного стовщення заготовки шатуна із сталі 30ХЗМФА, подальший розрахунок напружено-деформованого стану проводили за наступною методикою. У роботі [70] представлені результати дослідження напружено-деформованого стану при холодному висадженні сферичної заготовки зі сталі 45 шарових пальців автомобіля. Відмітимо, що геометрія заготовки, що висаджується, близька до розглянутої нами заготовки шатуна.

Використовуючи принцип подібності, а також положення про слабкий вплив властивостей матеріалу на деформований стан у процесі холодного об'ємного висадження за інших рівних умов (ступінь висадження, обтиснення і інші параметри), опираючись на результати оцінки деформованого стану, можна одержати механіку процесу формозміни сферичного стовщення шатуна.

Крім того, з'являється можливість оцінити використаний ресурс пластичності, опираючись на принципи моделювання, викладеного в роботах [70, 79].

Напружено-деформований стан при висадженні сферичних стовщень шарового пальця автомобіля визначали, згідно роботі [70], за допомогою волокнистої макроструктури і вимірів твердості.

Розрахунок компонентів тензора деформацій викладений в роботі [70], проводили за допомогою методики, розробленої для випадку осесиметричної осадки циліндра [69, 72, 74], що дозволяє визначати деформований стан у пластичній області виявленням волокнистої макроструктури. Основною перевагою цієї методики є можливість визначення деформованого стану без порушення суцільності досліджуваної заготовки до деформування.

Під макроструктурою розуміють будову металу, що спостерігається неозброєним оком або при невеликих збільшеннях. Макроструктура є наслідком хімічної і фізичної неоднорідності металу. Її виникнення обумовлене пластичною деформацією.

Для виявлення волокнистої макроструктури готується макрошліф, площина якого вибирається в напрямку волокон. Ця площина після стругання або фрезерування з наступним шліфуванням і поліруванням піддається глибокому травленню. На рис. 3.20 показана волокниста макроструктура на меридіональному перерізі сферичної заготовки.

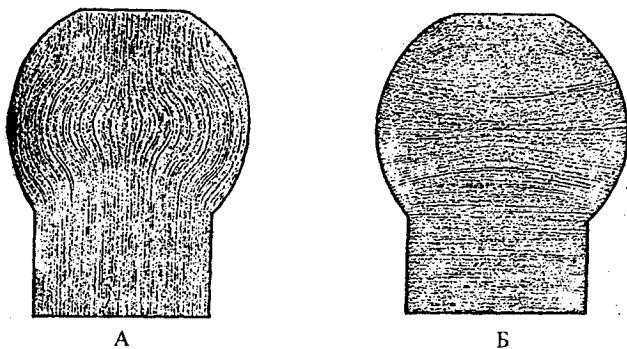


Рис. 3.20. Волокниста макроструктура на меридіональному перерізі сферичної заготовки:
 А - повздовжні волокна;
 Б - поперечні волокна.

Виявлення волокнистої макроструктури деформованого металу раніше використовували для якісного дослідження процесів пластичного деформування. П.О. Пашков першим використовував волокнисту макроструктуру деформованого металу для кількісної оцінки пластичних деформацій [82]. Для визначення деформацій при осесиметричному деформуванні раніше була розроблена наступна методика [68]. Випробуються дві моделі досліджуваного тіла, виготовлені таким чином, щоб при однаковій їхній установці волокна в одній з них були перпендикулярними волокнам іншої моделі. На поверхні моделей уздовж контуру розглянутого перерізу через рівні проміжки наносять позначки. Їх наносять на тій частині контуру, де волокна перетинають поверхню тіла. Для осесиметричного тіла моделями є циліндри, в одного з яких волокна орієнтовані вздовж осі, а в іншого – у перпендикулярному до осі напрямку. У першого зразка кернуванням наносяться різні точки в радіусі торця, а в другого – у різних точках твірної, яка лежить в площині, у якій волокна збігаються з радіусом циліндра.

Після деформування моделі розрізають уздовж розглянутого перерізу, викладеними вище прийомами виявляють волокна. З'єднуючи потім на одному рисунку позначені кернуванням волокна першої і другої моделі, одержуємо викривлену подільну сітку, по якій можна визначити деформації.

Для розглянутого випадку в роботі [70] штампували два зразки, однакові по розміру і матеріалах, які мають взаємно перпендикулярне

розташування волокон. Макроструктуру зразків використовували для побудови викривленої подільної сітки (рис. 3.21).

Тангенціальну деформацію e_φ розраховували на підставі вимірів радіусів волокон:

$$e_\varphi = \ln \frac{r_i}{r_0}, \quad (3.23)$$

де r_i – радіус волокон після деформації; r_0 – радіус волокон до деформації, вимірюваний у недеформованій зоні штампованого зразка.

Уздовж горизонтальної осі симетрії, де перерізи залишаються плоскими в процесі деформування радіальну деформацію можна визначити з рівняння нерозривності деформації e_φ :

$$\frac{de_\varphi}{dr} = \frac{e_r - e_\varphi}{r}, \quad (3.24)$$

а осьові деформації з умови нестисливості. Інтенсивність деформації визначали зі співвідношення (3.20).

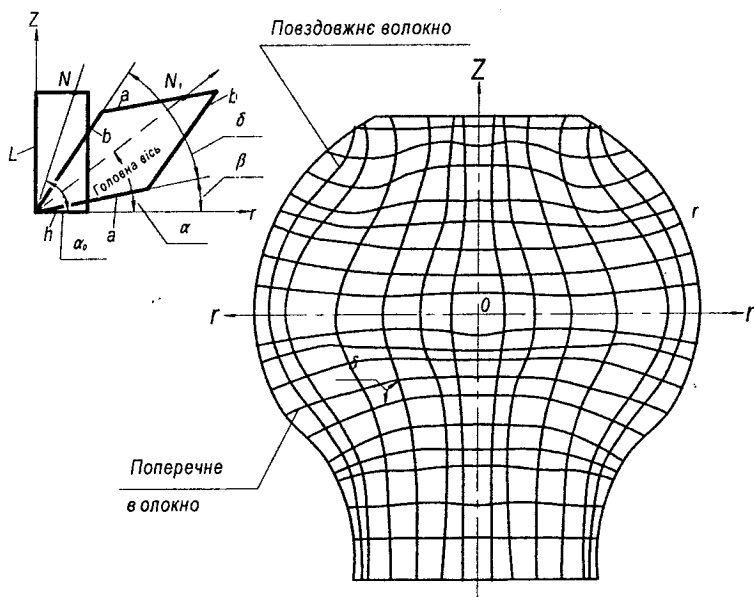


Рис. 3.21. Викривлена подільна сітка в меридіональному перерізі сферичної заготовки

Надалі розрахунок напружень здійснювали за допомогою співвідношень деформаційної теорії пластичності.

Розрахунок деформацій проводили за допомогою прийомів, викладених у роботі І.П. Ренне, узагальнивши співвідношення, отримане Э. Зібелем [30], П.О. Пашковим [82] на випадок, коли вихідний елемент сітки має форму паралелограма. При позначеннях, показаних на рис. 3.21 головні логарифмічні деформації:

$$e_{1,2} = \frac{1}{2} \ln \frac{1}{2} \left(\frac{a^2}{h^2} + \frac{b^2}{L^2} \right) \pm \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{a^2}{h^2} - \frac{b^2}{L^2} \right) + \frac{a^2}{h^2} \frac{b^2}{L^2} \cos^2 \delta} \quad (3.25)$$

Головні напрямки, що відповідають деформації e_u утворюють з віссю r кут α , величину якого визначаємо з наступних міркувань.

Кут, що визначає вихідне положення відрізка ON_1 позначимо через α_0 (рис. 3.21). У сучасний момент деформування цей кут збігається з напрямком головної осі. У процесі деформації відрізок ON повертається і його дійсний напрямок після деформації визначається кутом α :

$$\alpha = \arctg \left\{ \frac{\frac{a}{h} \sin \beta + \frac{b}{L} \sin(\delta + \beta) \cdot \operatorname{tg} \alpha_0}{\frac{a}{h} \cos \beta + \frac{b}{L} \cos(\delta + \beta) \cdot \operatorname{tg} \alpha_0} \right\}, \quad (3.26)$$

де

$$\alpha_0 = \frac{1}{2} \arctg \frac{\frac{a}{h} \cdot \frac{b}{L} \cos \delta}{\frac{a^2}{h^2} - \frac{b^2}{L^2}} \quad (3.27)$$

Перевагою співвідношень (3.25), (3.26), (3.27) є та обставина, що при їхньому висновку умова нестисливості не використана, а це дозволяє надалі застосувати їх або для перевірки отриманих результатів, або для їхнього уточнення. Перевірку можна здійснити, підставляючи тангенціальну деформацію, отриману з умови нестисливості ($e_\varphi = -e_1 - e_2$), розрахованої по співвідношенню (3.23).

Формули, аналогічні (3.25), (3.26), що дозволяють зменшити трудомісткість вимірів елементів викривленої подільної сітки, одержимо виключивши за допомогою умови нестисливості один із параметрів елемента сітки b/h з (3.25), (3.26):

$$e_{12} = \frac{1}{2} \ln \frac{\left(\frac{a^4}{h^4} \frac{r_i^2}{r_0^2} \sin^2 \delta + 1 \right) \pm \sqrt{\left(\frac{a^4}{h^4} \frac{r_i^2}{r_0^2} \sin^2 \delta - 1 \right) + \frac{a^4}{h^4} \frac{r_i^2}{r_0^2} \sin^2 \delta}}{2 \frac{a^2}{h} \frac{r_i^2}{r_0^2} \sin^2 \delta}, \quad (3.28)$$

$$\alpha = \arctg \frac{\frac{a}{h} \sin \beta + \frac{\sin(\delta + \beta) g \alpha_0}{r_0 \frac{a}{h} \sin \delta}}{\frac{a}{h} \cos \beta + \frac{\cos(\delta + \beta) g \alpha_0}{r_0 \frac{a}{h} \sin \delta}}, \quad \alpha_0 = \frac{1}{2} \arctg \frac{0,5 \frac{r_i}{r_0} \frac{a^2}{h^2} \sin 2\delta}{\frac{a^4}{h^4} \frac{r_i^2}{r_0^2} \sin^2 \delta - 1}. \quad (3.29)$$

У співвідношеннях (3.28), (3.29) r_0 і r_i радіуси центра ваги елемента до і після деформування, δ , α , h – параметри викривленої подільної сітки, які показані на рис 3.21. Ці параметри вимірювали по збільшеній у шестиразовому розмірі фотографії волокнистої макроструктури (рис. 3.20). Відмітимо, що число волокон на фотографії досить велике. Це дозволило вимірювати параметри a і h між сусідніми волокнами і між волокнами, що знаходяться на відстані порядку 0,5 мм. Результати вимірів параметрів r_i/r_0 , α/h , δ і β статистично обробляли за допомогою методу найменших квадратів. У результаті отримані функції

$$\frac{r_i}{r_0} = \frac{r_i}{r_0}(r.z), \quad \frac{a}{h} = \frac{a}{h}(r.z), \quad \beta = \beta(r.z), \quad \delta = \delta(r.z),$$

за допомогою яких визначали значення $\frac{r_i}{r_0}$, $\frac{a}{h}$, δ і β у вузлах розрахункової сітки з базою 1 мм. Розрахункову сітку наносили на меридіональний переріз зразка.

Подальший розрахунок компонентів тензора напружень проводили в наступній послідовності. Компоненти девіатора напружень розраховували виходячи з деформаційної теорії пластичності:

$$\left. \begin{aligned} s_1 &= \sigma_1 - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{e_u} e_1 ; \\ s_2 &= \sigma_2 - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{e_u} e_2 ; \\ s_3 &= \sigma_3 - \sigma = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{e_u} e_3 , \end{aligned} \right\} \quad (3.30)$$

де $s_3 = s_\varphi$, $e_3 = e_\varphi$.

Перехід до компонентів девіатора напружень s_r , s_z і τ_{rz} здійснювали за допомогою відомих формул перетворення:

$$\left. \begin{aligned} s_r &= s_1 \cos^2 \alpha + s_2 \sin^2 \alpha; \\ s_z &= s_1 \sin^2 \alpha + s_2 \cos^2 \alpha; \\ \tau_{rz} &= \frac{s_1 - s_2}{2} \sin^2 \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (3.31)$$

Гідростатичний тиск уздовж ліній, паралельних осі z , визначали інтегруванням диференціального рівняння рівноваги:

$$(\sigma_z)_{0,r_1} = (\sigma_z)_{0,r} - \int_{z_1}^{z_2} \left(\frac{d\tau_{rz}}{dr} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right) dz, \quad (3.32)$$

у якому $(\sigma_z)_{0,r}$ – осьове напруження уздовж осі or , $(\sigma_z)_{0,r_1}$ – осьове напруження уздовж осі o_1r_1 .

3.4. Деформуємість заготовки шатуна при висадженні

Деформований стан при висадженні в сферичних матрицях отриманий в роботі [70] відрізняється значною нерівномірністю і показаний на рис. 3.22-3.23. Аналіз виміру компонентів тензора головних деформацій у пластичній області свідчить про наявність двох напрямків течії металу. В зоні, яка примикає до верхньої висадочної матриці, спостерігається явище видавлювання металу в напрямку, протилежному переміщенню повзуна преса. Тангенціальні деформації e_3 і деформації e_2 тут від'ємні, а деформації e_1 позитивні. В зоні, де проходить осадження матеріалу, знаки при e_1 , e_2 і e_3 протилежні. В зоні, де переважає осадження, абсолютні значення деформацій наростають від периферії до центра. У зоні видавлювання – цей напрямок протилежний.

Знаючи дані про розподіл деформацій при холодному висадженні сферичних стовщень шарових пальців автомобіля зі сталі 45, які приведені в роботі [46], подальший розрахунок компонентів тензора деформацій при висадженні сферичних стовщень головки шатуна зі сталі 30ХЗМФА проводили за наступною методикою.

Уздовж будь-якого напрямку по радіусу маємо епюри інтенсивності деформацій e_r . Оскільки деформований стан слабко залежить від властивостей матеріалу, то ці ж деформації мають місце при штампуванні заготовок сфер матеріалу шатуна. Тому ввівши коефіцієнт

$$K_\sigma = \frac{(e_\varphi)_{\text{шатуна}}}{(e_\varphi)_{\text{шар. пальця}}} = 1,952, \quad (3.33)$$

перерахували деформації з врахуванням різних обтиснень шарового пальця і шатуна.

Гідростатичне напруження σ визначали за допомогою співвідношення

$$\sigma = \frac{\sigma_u \eta}{3}, \quad (3.34)$$

де η показник напруженого стану, який, як показано в роботах [17, 65], слабо залежить від властивостей матеріалу. Додаючи до σ компоненти дівіатора напружень:

$$S_1 = \frac{2}{3} Ge_1; S_2 = \frac{2}{3} Ge_2; S_3 = \frac{2}{3} Ge_3, \quad (3.35)$$

одержимо $\sigma_1 - \sigma = Ge_1$, $\sigma_2 - \sigma = Ge_2$, $\sigma_3 - \sigma = Ge_3$, отже:

$$\sigma_1 = \frac{2}{3} Ge_1 + \sigma; \sigma_2 = \frac{2}{3} Ge_2 + \sigma; \sigma_3 = \frac{2}{3} Ge_3 + \sigma, \quad (3.36)$$

тут G – січний модуль пластичності рівний $G = \frac{\sigma_u}{e_u}$.

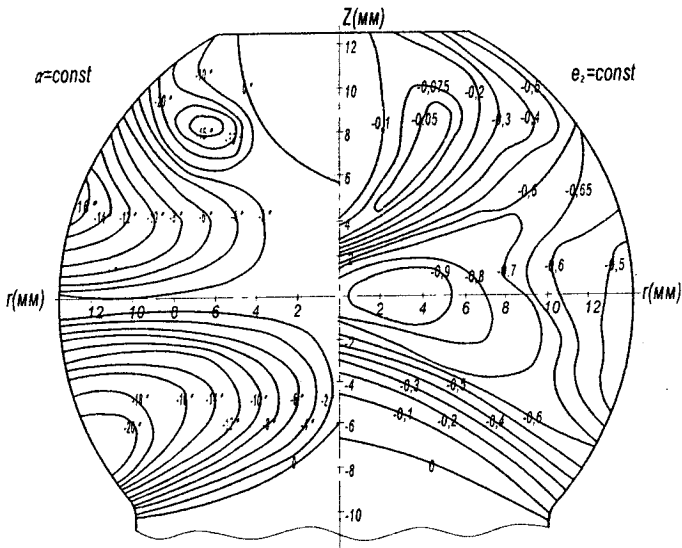


Рис. 3.22. Ізолінії деформації e_2 і кута α у меридіональному перерізі заготовки при холодному висадженні (сталь 45)

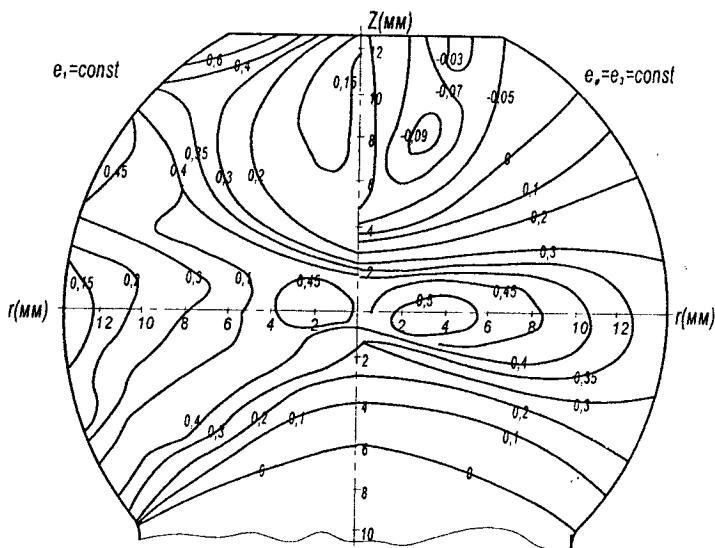


Рис. 3.23. Ізолінії головних деформацій у меридіональному перерізі заготовки при холодному висадженні (сталь 45)

Остаточно одержимо:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_1 \cos^2 \alpha + \sigma_2 \sin^2 \alpha; \\ \sigma_z &= \sigma_1 \sin^2 \alpha + \sigma_2 \cos^2 \alpha; \\ \tau_{rz} &= \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin^2 \alpha, \end{aligned} \right\} \quad (3.37)$$

де α – кут, що визначає головний напрямок (рис. 3.21) і є функцією $\alpha = f(r, z)$. Контактні напруження розраховували за допомогою формул перетворень:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_n &= \sigma_r \cos^2 \gamma + \sigma_z \sin^2 \gamma + \tau_{rz} \sin^2 \alpha; \\ \tau_n &= \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin^2 \gamma = \tau_{rz} \cos^2 \gamma, \end{aligned} \right\} \quad (3.38)$$

де кут γ показаний на рис. 3.24.

Згідно викладеній методиці отриманий розподіл компонентів тензора напружень, а також контактних напружень при висадженні сферичних стовщень головки шатуна із сталі 30ХЗМФА.

Інформація про напружено-деформований стан при холодному висадженні шарових заготовок дозволяє зробити розрахункову оцінку деформуємості заготовок при холодному висадженні заготовок сферичних головок шатуна із сталі 30ХЗМФА.

На рис. 3.25 показані ізолінії показника напруженого стану η і інтенсивності деформацій e_u у меридіональному перерізі висаджуваної сферичної головки шатуна.

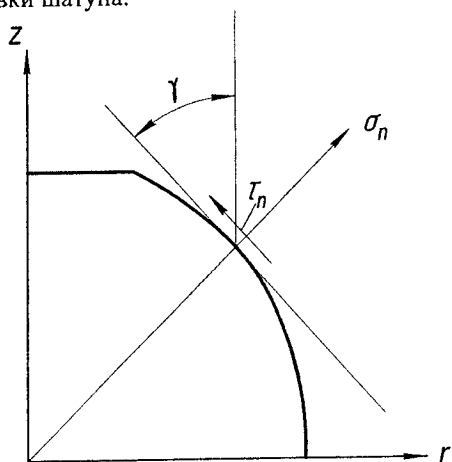


Рис. 3.24. Схема до визначення контактних напружень при висадженні

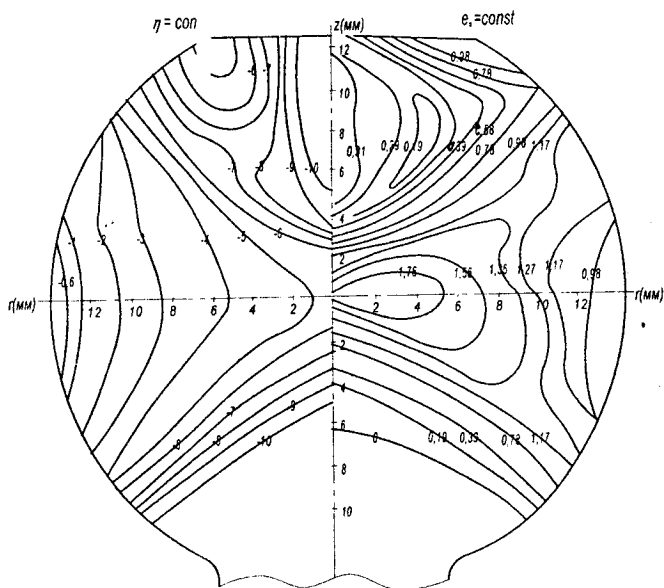


Рис. 3.25. Ізолінії показника η інтенсивності деформації e_u у меридіональному перерізі сферичної головки шатуна (ст. 30ХЗМФА)

Неоднорідність розподілу показника напруженого стану η для розглянутого випадку являється значним. Більш “жорстка” схема напруженого стану виявилася поблизу контуру заготовки. Тут ймовірно руйнування металу.

На рис. 3.26 приведена діаграма пластичності сталі 30Х3МФА, побудована випробуванням циліндричних зразків на спільне кручення і розтяг. Тут же показаний шлях деформування частки матеріалу на екваторі бічної поверхні, побудованої за результатами розрахунку показника η і інтенсивності деформації для трьох стадій висадження сферичної головки шатуна.

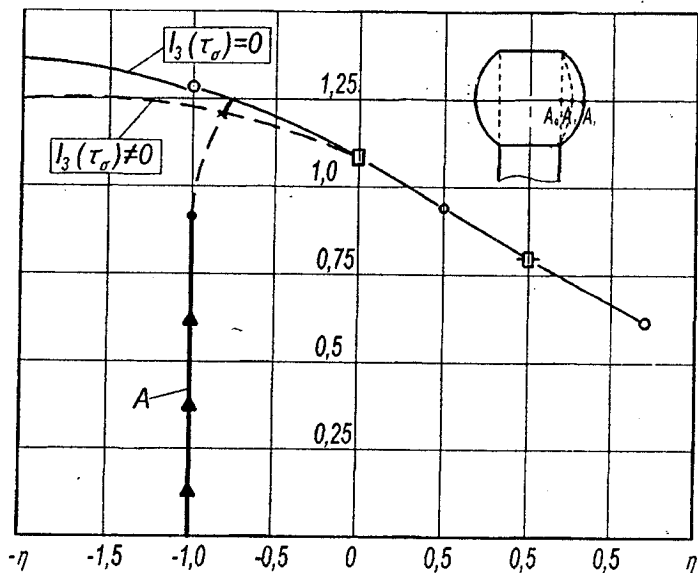


Рис. 3.26. Діаграма пластичності сталі 30Х3МФА

(● – стиск, ■ – кручення, □ – розтяг, — – апроксимація, А – шлях деформування частинки А₁ на екваторі бічної поверхні заготовки при висадженні)

Варто відмітити, що при висадженні сферичної заготовки шатуна в закритому штампі реалізується об’ємний напружений стан. У зв’язку з цим третій інваріант тензора напружень $I_3(T_\sigma)$ у небезпечній області заготовки не дорівнює нулю. Для врахування впливу $I_3(T_\sigma)$ на величину граничної деформації розраховували показник напруженого

стану $\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(\tau_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}}$ і ввели поправку на діаграмі пластичності, яка обу-

мовлена впливом показника χ . На рис. 3.26 приведена діаграма пластичності, побудована з урахуванням впливу показника χ на величину граничних деформацій. З рис. 3.26 випливає, що пластичність досліджуваної сталі виявилася достатньою для реалізації процесу висадження, тому що ступінь деформації виявився менше граничного.

Отримані результати про розподіл інтенсивності деформацій (рис. 3.19) наносили на діаграму пластичності, показану на рис. 3.26 у координатах $e_u = f(\eta)$, що дозволило розрахувати використаний ресурс пластичності за критерієм (1.24) [65]. Використаний ресурс пластичності виявився рівним $\Psi=0,7 < 1$.

Отриманий результат дозволяє зробити висновок про те, що заготовка зі сталі 30Х3МФА витримає технологічну операцію висадження сферичного стовщення без руйнування з запасом пластичності, рівним 0,3.

3.5. Питомі навантаження на штампове оснащення при холодному висадженні головки шатуна

Вихідні дані для розрахунку нормальних і дотичних напружень на контактних поверхнях висадочних матриць були отримані екстраполяцією графіків $\sigma_z = \sigma_z(r)$, $\sigma_r = \sigma_r(r)$ до краю зразка і побудовою графіків крайових значень цих напружень уздовж осі OZ . Результати розрахунку показані на рис. 3.27.

Розходження в схемах напружено-деформованого стану по обох сторонах від площини роз'єму штампа є причиною асиметрії епюр контактних напружень. Як показано на рис. 3.27, найбільші абсолютні значення σ_n і τ_n спостерігаються на сферичній контактній поверхні верхньої висадочної матриці. Тут вони досягають відповідно 3000 і 900 МПа. До краю матриці значення цих напружень швидко зменшуються: σ_n – до 4,4 МПа, τ_n – до 3 МПа. Нормальні контактні напруження на плоскому дні верхньої висадочної матриці також великі і складають у центрі 5000 МПа, знижуючись до місця переходу в сферу до 3000 МПа. Отримана картина розподілу контактних напружень показує, що нижня матриця знаходиться в більш сприятливих умовах, тому що максимальні значення σ_n і τ_n тут нижче і складають 4500 і 200 МПа відповідно.

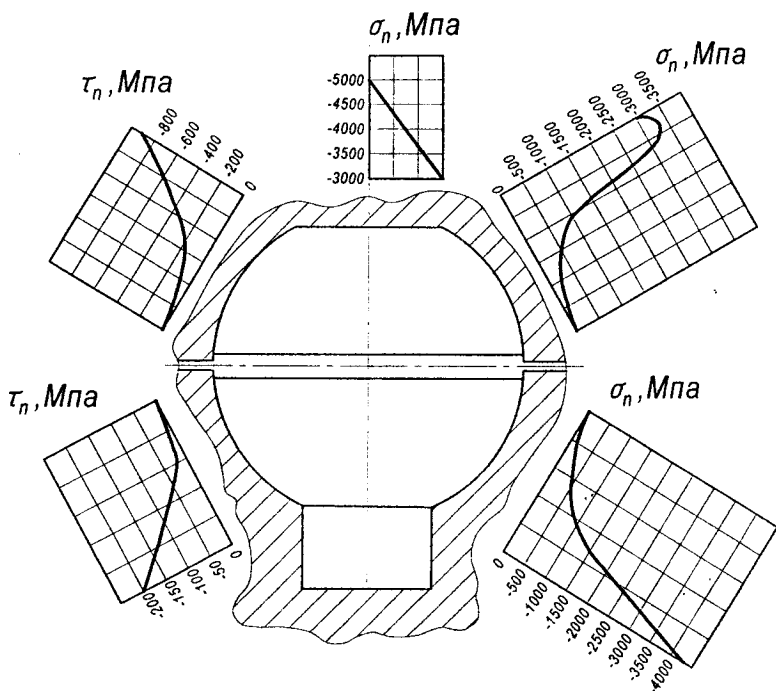


Рис. 3.27. Контактні і нормальні дотичні напруження при холодному висадженні головки шатуна (сталь 30ХЗМФА)

Розрахуємо зусилля деформування, необхідне для реалізації холодного штампування сферичного стовщення головки шатуна. З цією метою проінтегруємо епюру осевих напружень σ_z уздовж максимального радіуса сфери $R=13,5$ мм. Зусилля деформування дорівнює

$$P = 2\pi \int_0^r \sigma_z r dr. \quad (3.39)$$

Інтегрування епюри $\sigma_z=f(r)$, показаної на рис. 3.28 (ст. 30ХЗМФА) дозволило оцінити зусилля деформації. Воно виявилося рівним 2576 кН.

При холодному об'ємному висадженні шарового пальця автомобіля при інтегруванні епюри $\sigma_z=f(r)$, показаної на рис. 3.29 (ст. 45), $P=1117$ кН.

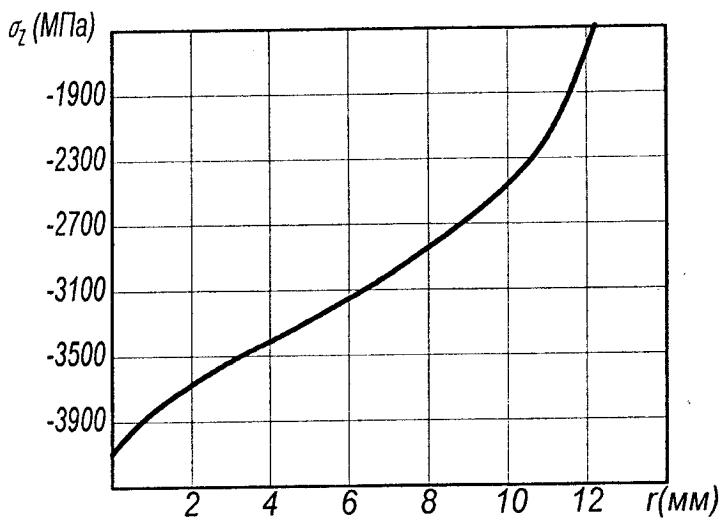


Рис. 3.28. Епюра напружень $\sigma_z=f(r)$ (сталь 30X3MФА)

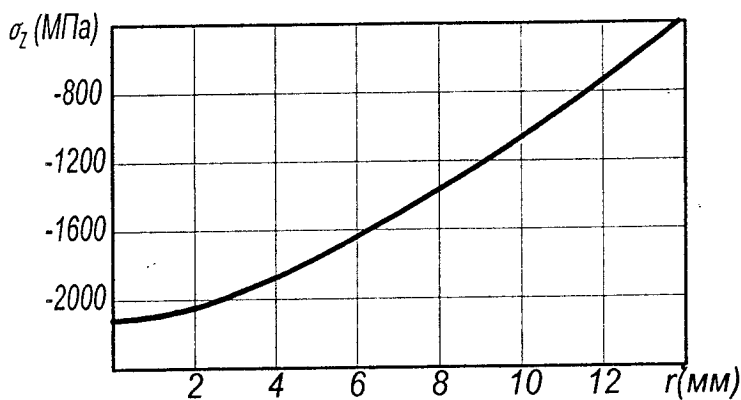


Рис. 3.28. Епюри напружень $\sigma_z=f(r)$ (сталь 45)

Із наведених розрахунків бачимо, що зусилля навантаження на штампове оснащення при холодному висадженні головки шатуна проти висадження головки шарового пальця зросло в 2,3 рази.

4. МЕХАНІКА ФОРМУВАННЯ ВНУТРІШНЬОГО ШЛІЦЬОВОГО ПРОФІЛЮ НА ОПРАВЦІ МЕТОДОМ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ

Механізм деформації, властивий розглянутим вище процесам, подібний також багатьом технологічним операціям обробки металів тиском, що істотно відрізняються по технологічному оснащенню

Так, в інституті надтвердих матеріалів під керівництвом професора О. О. Розенберга створені технології, у яких реалізується течія матеріалу зі складною реологією в умовах складного навантаження. При цьому схема деформації виявляється однотипна зі схемою деформації реалізованою, наприклад, при заочуванні пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса, а саме – деформації стиску і деформація розтягу. Суть зазначеного процесу розглянута в підрозділі 1.5 полягає в тому, що трубна заготовка напресовується на шліцьову оправку і разом з нею редукується через конічну матрицю, при цьому внутрішню поверхню трубною заготовки заповнюють шліци оправки. Розглянуту технологічну операцію назвали “охоплююче” протягування. Ця операція дозволяє отримати внутрішній шліцьовий профіль карданного вала дизель-потяга ДП-2.

Надалі об'єктом досліджень є зазначена технологічна операція, при реалізації якої спостерігається однотипний механізм деформації із розглянутим вище процесом заочування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса.

Як уже відзначалося в першому розділі, у роботах [55, 114] відсутні дані про напружено-деформований стан заготовок, що обтискуються матрицями на профільних оправках. У відомій нам літературі відсутні також дані про деформуємість заготовок у процесі “охоплюючого” протягування. Тим часом реалізація подібних сучасних технологій, у яких здійснюється течія матеріалу зі складною реологією в умовах складного навантаження неможлива без застосування прикладної теорії пластичності і теорії обробки металів тиском.

4.1. Поетапне формування заготовки

Вивчення поетапного формування шліцьового профілю карданного вала дизель-потяга ДП-2 обумовлено необхідністю отримання інформації про напружено-деформований стан, зусиль, характеру тертя, визначення найбільш небезпечних (з точки зору руйнування) областей деформування заготовок з метою надання практичних рекомендацій по вдосконаленню даного процесу.

Для цього після кожного проходження матриці з визначеним технологічною необхідністю внутрішнім діаметром, вимірювали розміри зовнішнього D і внутрішнього d діаметрів профілю втулок, що формуються.

Дослідну заготовку, на переходах поетапного формування, розрізали кільцями (рис. 4.1) з врахуванням впливу крайових ефектів. В свою чергу, на вирізаних кільцях виконували поперечні розрізи для вивчення пластичної області в різних геометричних напрямках. Параметри зразків вимірювали на інструментальному мікроскопі БМІ-1 з точністю 0,005 мм. Мікрометром МК 75-120 ДСТ 6507-78 вимірювали зовнішні діаметри шліцьових втулок. Остаточний розмір визначався знаходженням середньоарифметичного по результатах 5-7 зразків.

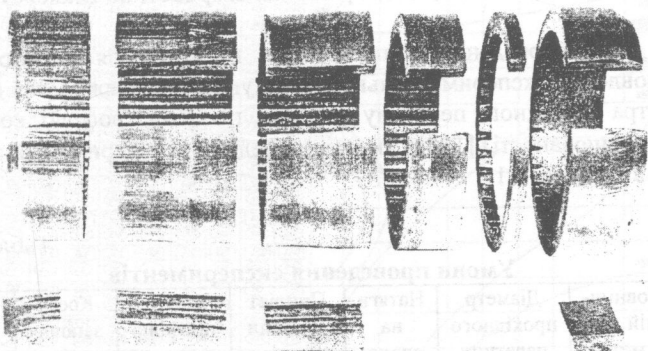


Рис. 4.1. Розрізи шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2 на переходах поетапного формування

Для вивчення розподілу твердості на стадії формування вирізані зразки з кільця виробу заливали в спеціальній обоймі епоксидним клеєм, потім по меридіональній площині їх шліфували, полірували і вимірювали твердість по Віккерсу HV у 30-50 точках із кроком 1 мм під навантаженням 50 Н, витримкою 12,5 с. як показано на рис. 4.2.

Після побудови графіків розподілу твердостей, будували ізолінії рівних твердостей на різних етапах формування шліцьового профілю. Згідно градуовального графіка в кожній точці деформованої області визначали інтенсивність напружень σ_u і інтенсивність деформацій e_u (рис. 4.3-4.6).



Рис. 4.2. Вирізані зразки із шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга для вимірювання твердості по Віккерсу

При проведенні експериментів проводилися дослідження з встановлення експериментально-розрахункових залежностей (натягів, діаметра прохідного перетину матриць, глибини профілю, коефіцієнтів заповнюваності) [114]. Умови проведення експериментів представлені в таблиці 4.1.

Таблиця 4.1

Умови проведення експериментів

Переходи	Зовнішній діаметр втулки D , мм	Діаметр прохідного перетину матриці d_n , мм	Натяги на проходах a_i , мм	Приріст глибини вдавл. Δh_i , мм	Висота профілю після проходу h , мм	Коеф. заповнюваності ξ_i	Коеф. замкн. контура ζ_i
1	109	104,5	4,5	1,3	1,3	0,578	0,48
2	105,8	101,8	4	1	2,3	0,5	0,36
3	102	100,2	1,8	0,4	2,7	0,44	0,3

Коефіцієнт заповнюваності введений у роботі [114] з метою зручності оцінки ефективності деформування зовнішньої поверхні втулки з точки зору глибини внутрішнього профілю, що формується. Знання коефіцієнта заповнюваності для різних умов процесу редукування – ступеня деформації, відносної товщини стінки заготовки, кута робочого конуса матриці, механічних характеристик заготовки, геометрії шліцьового профілю, дозволяє визначити необхідний натяг a заготовки на матрицю для одержання шліцьового профілю заданої глибини h .

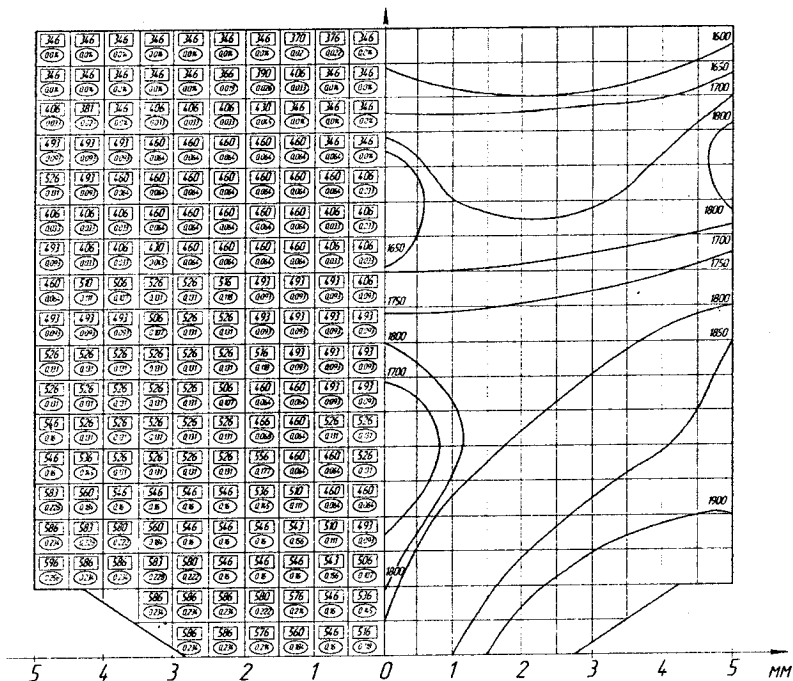


Рис. 4.3. Розподіл твердості (ізолінії HV, МПа), інтенсивності напружень (σ_u , МПа), інтенсивності деформацій (ϵ_u) на стадії № 1 шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга

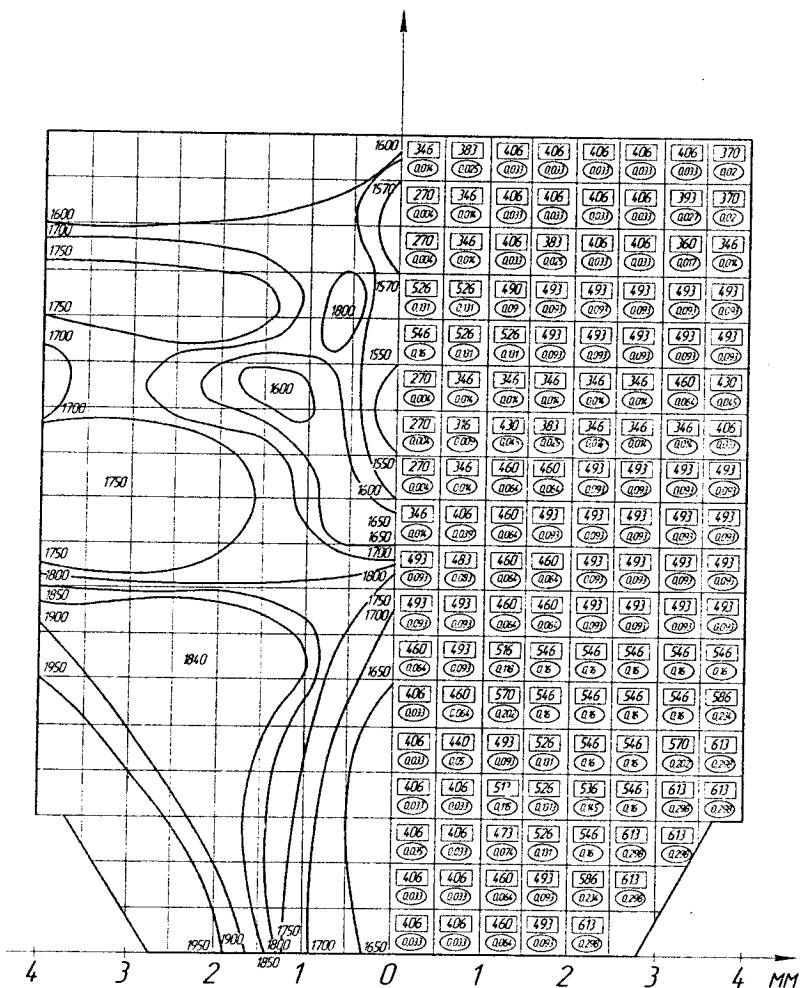


Рис. 4.4. Розподіл твердості (ізолінії HV, МПа), інтенсивності напружень (σ_u , МПа), інтенсивності деформацій (ϵ_u) на стадії № 2 шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга

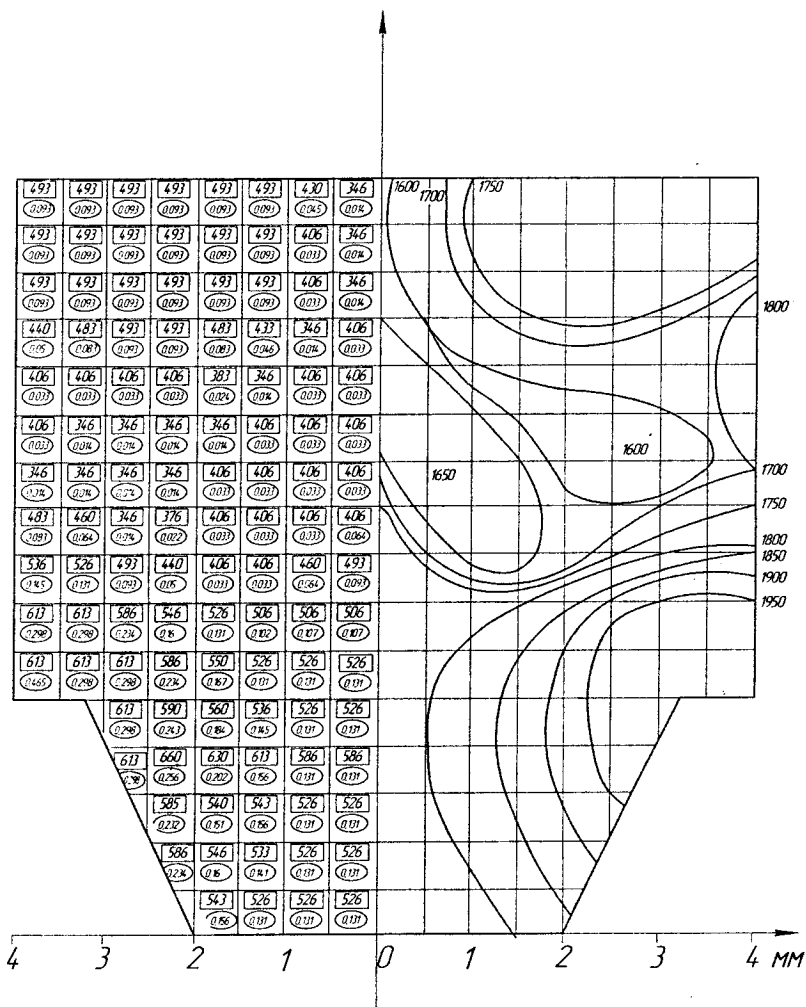


Рис. 4.5. Розподіл твердості (ізолінії HV, МПа), інтенсивності напружень (σ_y , МПа), інтенсивності деформацій (ϵ_y) на стадії № 3 шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга

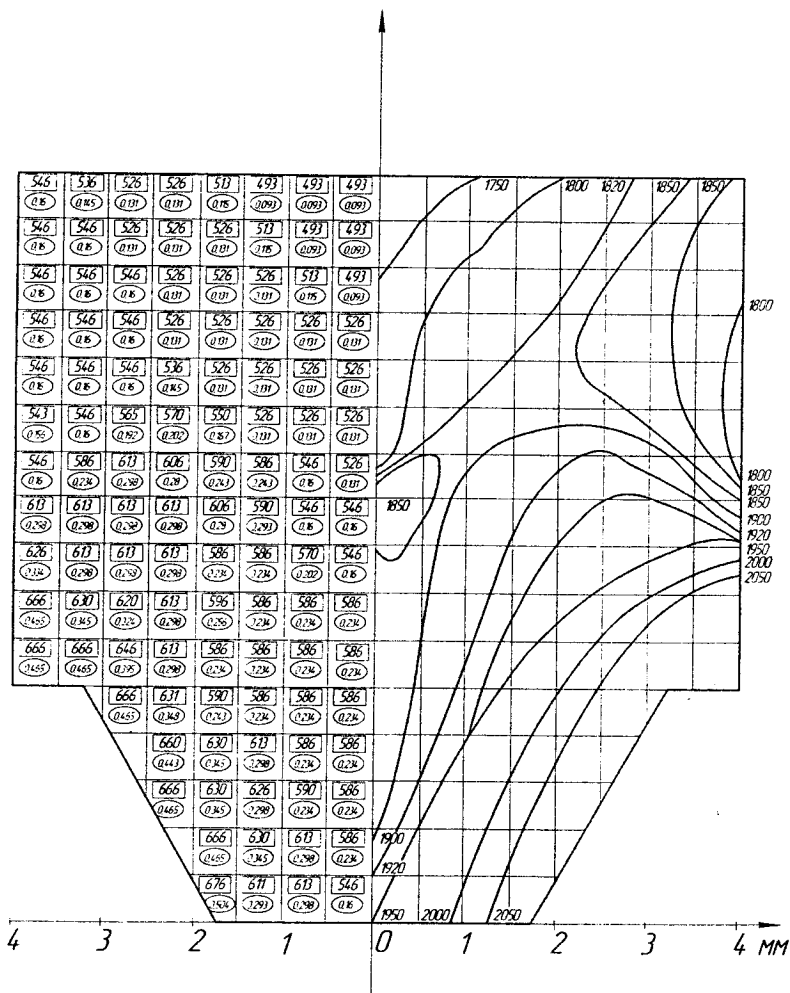


Рис. 4.6. Розподіл твердості (ізолінії HV, МПа), інтенсивності напружень (σ_u , МПа), інтенсивності деформацій (ϵ_u) на стадії № 4 шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга

Для підвищення продуктивності редукування за рахунок скорочення кількості переходів потрібне створення таких умов, при яких коефіцієнт заповнюваності досягає максимально можливих значень, що забезпечує одержання найбільшої глибини профілю за перехід. З іншого боку, кількість переходів редукування обмежене запасом пластичності матеріалу заготовки. В зв'язку з цим дослідження залежності коефіцієнта заповнюваності від умов процесу редукування має безпосереднє практичне значення.

За даними експериментальних досліджень встановлені залежності глибини профілю h , що формується, коефіцієнта заповнюваності ξ від натягів на переходах a (рис. 4.7).

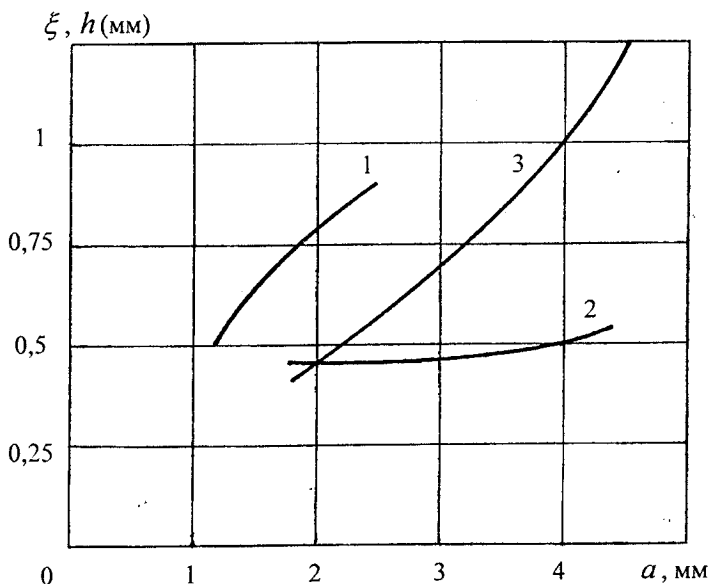


Рис. 4.7. Залежності глибини профілю h , що формується, коефіцієнта заповнюваності ξ від натягів на переходах a , отримані в результаті дослідження даного процесу:

1– крива залежність $\xi = f(a)$;

2– крива $\xi = f(a)$;

3– крива $h = f(a)$.

Криву 3 можна апроксимувати співвідношенням

$$a = 4h^{0,678}, \quad (4.1)$$

яке може бути використане для вдосконалення процесу в подальших розрахунках. Аналіз кривих 1 і 3 показав, що для досліджуваного процесу коефіцієнт заповнюваності профілю ξ істотно відрізняється від даних, приведених у [114] для кута робочого конуса матриці $\alpha=5^\circ$.

Розрахунки по співвідношенню (1.33) також показали великі розбіжності (50-60%). Значення коефіцієнтів ξ і ζ для робочих кутів матриць $\alpha=5^\circ$ для досліджуваного процесу склали менші величини на 30-50% (див. рис 4.4). Це можна пояснити характером обтиску заготовки на оправці, коли має місце контакт заготовки з поверхнями двох інструментів: зовнішнього – редукуючого, і внутрішнього – профілюючого. При редукуванні на шліцьовій оправці контакт заготовки з матрицею має неоднакову довжину в різних осьових площинах оправки, що відповідають її впадинам або виступам. У площині шліцьових виступів оправки заготовка має з матрицею таку ж довжину контакту, як і у випадку редукування на круглій оправці, а в площині шліцьової впадини ця довжина трохи менша. Подібні явища особливо помітні при відносно малій товщині стінки заготовки. Для заготовок у роботі [114] $t_0/D_0=0,125 \dots 0,14$, у нашому випадку $t_0/D_0=0,08 \dots 0,085$. Зменшення довжини контакту в площині пазів оправки викликано дискретним позаконтактним вигином заготовки на початку зони деформування [88]. Пластичний позаконтактний вигин можливий і має місце в тих перерізах, де радіальне переміщення металу не обмежено зсередини.

Таким чином, для підвищення коефіцієнта заповнюваності на переходах, а значить, підвищення продуктивності процесу редукування в цілому, за результатами дослідження, наведених у даному параграфі, можна рекомендувати: підбирати геометричні розміри заготовок з відношенням ($t_0/D_0=0,13$), які обмежують верхню межу значень, що враховують необхідні експлуатаційні характеристики, а також досліджувати можливість переходу до схеми деформування з обмеженням осрової течії металу [55].

4.2. Дослідження впливу проміжних відпалів на відновлення запасу пластичності

Дослідження рекристалізаційних процесів матеріалів при обробці тиском мають велике практичне значення [21]. Вони показують, з яким ступенем деформації і при якій температурі необхідно оброблювати матеріал заготовки, щоб уникнути появи великого зерна. Матеріал з ве-

ликим розміром зерен має понижено пластичність, що в більшості випадків небажана. За даними дослідженням [60, 61] для низьковуглецевих легованих сталей критичний ступінь деформації $e_{кр} = 4...10\%$, тому виникає практичний інтерес дослідження процесів, що супроводжуються великими пластичними деформаціями з погляду можливості відновлення запасу пластичності в найбільш небезпечних областях деформування.

При термічній обробці металів відпалом проходять процеси зменшення його зміцнення, а також відновлення пластичних властивостей. В основі відновлення пластичності покладені дифузійні процеси переносу речовини в пори і мікротріщини. Теорія руйнування В.Л. Колмогорова [38] припускає у фізичних рівняннях, що пов'язують напружений і деформований стан, враховувати розрихлення матеріалу, що деформується, в міру накопичення ступеня використання запасу пластичності ψ .

Для вдосконалення технологічного процесу відновлення внутрішнього шліцьового з'єднання карданного вала дизель-потяга ДП-2, була проведена оцінка впливу термообробки на відновлення запасу пластичності в найбільш небезпечних, з погляду руйнування, областях [81]. Для проведення досліджень виготовили циліндричні зразки зі сталі 20Х, які осаджували до різного ступеня деформації, після чого їх завантажували в термопіч.

Дослідження виконували з однією проміжною термообробкою з такими режимами: швидкість нагрівання не перевищувала 3 град/хв, температура $700.^{\circ}\text{C}$, витримка при цій температурі 4 години і охолодження разом з піччю.

Значення пластичності при стисканні зразків визначали по співвідношенню

$$e_p = \ln \frac{h_0}{h_p}, \quad (4.2)$$

де h_0 – початкова висота зразка, h_p – висота зразка після руйнування в процесі осадки.

На кожному (i – му) етапі визначали ступінь деформації за формулою

$$e_u = \ln \frac{h_0}{h_i}, \quad (4.3)$$

де h_i – висота зразка після деформування.

При застосуванні відпалу

$$e_{u2} = \ln \frac{h_0}{h_{p2}}. \quad (4.4)$$

Для визначення впливу відпалу на відновлення запасу пластичності визначали величину використаного ресурсу пластичності без відпалу

$$\psi_1 = \frac{e_u}{e_p}, \quad (4.5)$$

із застосуванням відпалу

$$\psi_2 = \frac{e_{u2}}{e_p}. \quad (4.6)$$

Фотографії зразків з різним ступенем деформації після проведення відпалу показані на рис. 4.8. Ті самі зразки деформовані в умовах стиску до руйнування для визначення e_{u2} на i – му етапі показані на рис. 4.9.



Рис. 4.8. Зразки із сталі 20Х після відпалу, деформовані в умовах стиску



Рис. 4.9. Зразки із сталі 20X після відпалу, деформовані в умовах стиску до руйнування для визначення e_{u2} на i – му етапі

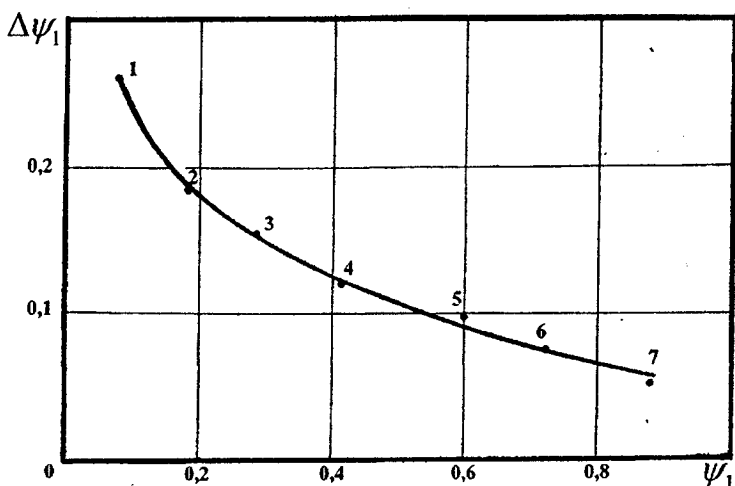


Рис. 4.10. Крива відновлення запасу пластичності при відпалі зразків із сталі 20X, деформованих в умовах стиску

На рис. 4.10 показана залежність, що характеризує стадії накопичення пошкоджень під час деформування і можливості їх зменшення при наступній термічній обробці. Аналізуючи цю залежність, можна відзначити, що дефекти, які не зникають при відпалі, з'являються при $\psi \geq 0,2 \dots 0,25$. Таким чином, відновлення пластичності в небезпечних областях із застосуванням відпалу може скласти близько 30-40%, що для даного процесу є бажаним, тому що виріб буде мати велику міцність і зносостійкість.

4.3. Математична модель процесу з застосуванням теорії пластичності і теорії деформуємісті

4.3.1. Метод розрахунку напружено-деформованого стану на стадіях формування шліцьового профілю

Для розрахунку напружено-деформованого стану на стадіях формування внутрішнього шліцьового профілю процес, описаний в підрозділі 1.5, розглядався як двохетапний: на першому етапі вирішувалась задача вдавлювання плоского штампа в пластичний матеріал, на другому – переміщення металу в збіжному каналі. Обтиснення здійснювалося за три проходи. Осьове подовження після кожного проходу складало не більш 7 %, тому при опису даного процесу з погляду прикладної теорії пластичності була застосована модель плоского деформованого стану.

Розв'язанню задачі плоского напруженого стану передувало вивчення робіт [27, 99, 103, 113]. Закордонні дослідники [127] експериментально-аналітичним шляхом установили вплив співвідношень товщини смуги металу (h) і ширини штампа ($2a$) на характер напруженого стану. Так, якщо $h/a > 8,75$, відбувається процес вдавлювання штампа в пластичний півпростір, оскільки за цієї умови опір течії матеріалу менший, ніж для переміщення його в сторони, коли пластична деформація охоплює всю товщину металу. Якщо співвідношення $8,75 > h/a > 4,85$, то гідростатичний тиск у характерній точці поля ліній ковзання трансформується в напруження розтягу, що може привести до утворення внутрішніх тріщин, або розрихлення матеріалу. Щодо розглянутого процесу і згідно позначень на розрахунковій схемі (рис. 4.11), можна прийняти: $4,37 > t/b > 2,42$.

В роботі [99] обґрунтовано, що форма зовнішньої поверхні і зовнішніх розмірів зони пластичної деформації, починаючи від величини $h \geq b/10$, що виникає в контактній області тіла, що деформується, мало залежать від форми торця пуансона. Уже на початковому етапі вдавлювання, під штампом утвориться жорстка область у формі півкола, отже, при розв'язанні поставленої задачі можливо зазначену область вважати немов би продовженням пуансона.

При цьому зона пластичної деформації також має форму напівкулі з зовнішнім радіусом ρ_r , визначеним для початкового етапу, коли відбувається інтенсивне зростання цієї зони по емпіричному співвідношенні, наведеному в роботі [100].

Для точок 1 - 8 (рис. 4.11) поетапно визначали напружений стан, відстань $3r$ обумовлена областю поширення пластичної деформації [101]. Першу стадію другого етапу розглядали як крайову задачу пресування. Ввівши полярну систем координат і використовуючи гіпотезу плоских перерізів, спільно розв'язували систему рівнянь:

– рівняння рівноваги:

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} + 2 \frac{\tau_{\rho\theta}}{\rho\alpha} = 0; \quad (4.9)$$

– умова пластичності:

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_u; \quad (4.10)$$

– тертя на контактній поверхні:

$$\tau_{\rho\theta} = -\mu\sigma_\theta. \quad (4.11)$$

Зміцнення матеріалу, що деформується, враховували степеневою залежністю (2.17).

Виходячи з умови сталості об'єму $e_\theta = -e_\rho$, визначали інтенсивність деформації:

$$e_u = 1,15e_\rho = 1,15 \ln \frac{R}{\rho}. \quad (4.12)$$

При спільному розв'язанні рівнянь (4.9, 4.10, 4.11, 2.17) одержали неоднорідне диференціальне рівняння першого порядку, при вирішенні якого отримали:

$$d\sigma_\rho / d\rho - \delta\sigma_\rho / \rho = 0; \quad \sigma_\rho = c\rho^\delta, \quad (4.13)$$

де $\delta = 2\mu/\alpha$. Використовуючи метод варіації довільної постійної в рівнянні (4.13), отримали:

$$d\sigma_\rho / d\rho = dc\rho^\delta / d\rho + c\delta\rho^{\delta-1}. \quad (4.14)$$

Підставляючи (4.13) у неоднорідне рівняння, одержуємо:

$$C = -A \times 1,15^n (1 + \delta) \int \left(\ln \frac{R}{\rho} \right)^n \times \rho^{-1-\delta} d\rho + C_1, \quad (4.15)$$

де A , n – коефіцієнти апроксимації кривої течії (для сталі 20Х – $A = 836$ МПа, $n = 0,246$). Враховуючи отримані на відповідних ета-

пах значення σ_z , приймаємо $\sigma_{\rho_0} = \sigma_z$, тоді остаточне рівняння для визначення σ_ρ буде мати вигляд

$$\sigma_\rho = -A \times B \left(-\frac{\rho^{-\delta-k \times n}}{k \times n + \delta} \right) + \frac{\sigma_{\rho_0} + B \times R^\delta \left(-\frac{R^{-\delta-k \times n}}{k \times n + \delta} \right)}{R^\delta}, \quad (4.16)$$

де F і k – коефіцієнти лінеаризації. Використовуючи принципи поетапних методів дослідження, накопичену ступінь деформації визначали підсумуванням етапних значень $\sum e_u = e_{u1} + e_{u2}$. Інтенсивність напружень визначали по співвідношенні (2.17).

Задачу течії металу в збіжному каналі (друга стадія другого етапу) розв'язували при таких граничних умовах: на осі симетрії $\theta = 0$, $\tau_{r\theta} = 0$, на стінці каналу при $\theta = \alpha/2$ (α - кут сходження каналу) $\tau_{r\theta}$ приймалося рівним знайденим раніше значенням при розв'язанні крайової задачі. Компоненти тензора напружень при плоскій деформації визначаються по співвідношеннях:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \sigma + k \cos 2\varphi \\ \sigma_\theta &= \sigma - k \cos 2\varphi \\ \tau_{r\theta} &= k \sin 2\varphi \end{aligned} \right\}, \quad (4.17)$$

де k - інтенсивність дотичних напружень, $k = \sigma_u / \sqrt{3}$.

Диференціальні рівняння рівноваги мають вигляд

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{r\theta}}{r} &= 0 \end{aligned} \right\}. \quad (4.18)$$

Підставляючи в диференціальне рівняння (4.18) компоненти тензора напружень (4.17), одержимо рівняння:

$$\left. \begin{aligned} \frac{r}{2k} \frac{\partial \sigma}{\partial r} + \cos 2\varphi \left(\frac{d\varphi}{d\theta} + 1 \right) &= 0 \\ \frac{r}{2k} \frac{\partial \sigma}{\partial \theta} + \sin 2\varphi \left(\frac{d\varphi}{d\theta} + 1 \right) &= 0 \end{aligned} \right\}. \quad (4.19)$$

Гідростатичне (середнє) напруження може бути виражене у формі [103]:

$$\sigma = k \left(1 - \varpi(\theta) + 2n \ln \frac{\rho}{R} \right), \quad (4.20)$$

де $\varpi(\theta)$ - деяка функція від θ і $\varpi(0) = 0$. Підставляючи (4.20) у (4.19), одержимо

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\varphi}{d\theta} &= \frac{n}{\cos 2\varphi} - 1 \\ \frac{d\varpi}{d\theta} &= n \operatorname{tg} 2\varphi \end{aligned} \right\}. \quad (4.21)$$

Розв'язок першого з рівнянь (4.21) для додатних значень параметрів n - має вид:

$$\theta - \theta_0 = \frac{n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \varphi \right) - \varphi, \quad (4.22)$$

а другого:

$$2(\varpi - \varpi_0) = n \ln(n - \cos 2\varphi). \quad (4.23)$$

Вирішуючи спільно рівняння (4.22) та (4.23) знаходимо:

$$\theta = \frac{n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \varphi \right) - \varphi; \quad (4.24)$$

$$\varpi = \frac{n}{2} \ln \frac{n - \cos 2\varphi}{n - 1}; \quad (4.25)$$

$$\alpha = \frac{2n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left(\sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \varphi \right) - 2\varphi. \quad (4.26)$$

За допомогою співвідношень (4.24-4.26) та граничної умови був проведений розрахунок напружено-деформованого стану у найбільш характерних точках і областях на етапах формування внутрішнього шліцьового профілю. Результати розрахунків приведені в таблиці 4.2.

Із аналізу розрахунків можна зробити висновок, що починаючи із зазначених критичних глибин вдавлювання відбувається інтенсивне зростання напружень розтягу, а значення накопиченої інтенсивності деформації в деяких випадках близькі до критичних, оптимальних при дослідженнях зразків із сталі 20X на стиск і кручення.

Таблиця 4.2

Результати розрахунків напружень у найбільш характерних точках і областях на етапах формування внутрішнього шліцьового профілю

Глибини вдавнювання h , мм		Точки		1 етап				2 етап						
				e_u	σ_u , МПа	σ_z , МПа	σ_x , МПа	Стадії формування	R , мм	σ_y , МПа	e_u	θ , град	$\sigma_{\rho'}$, МПа	$\sigma_{\theta'}$, МПа
2,25	1	0,13	550	-520	25	а	50	580	0,19	0	0	-670	0	-1,73
	2	0,33	630	-600	29			590	0,22	5	0,5	-680	14	-1,73
	4	0,33	630	-620	1			610	0,28	15	4,4	-690	44	-1,7
	5	0,33	630	-630	0			640	0,37	25	13	-710	81	-1,63
	6	0,13	550	-550	0			660	0,45	30	0	-660	99	-1,5
	1	0,08	480	-450	30			590	0,22	0	200	-480	0	-0,73
2,5	2	0,22	590	-560	35	б	36	610	0,28	5	206	-500	11	-0,72
	4	0,33	630	-610	13			620	0,31	15	212	-500	33	-0,7
	5	0,33	630	-630	0			640	0,37	25	225	-500	57	-0,65
	6	0,06	430	-430	0			660	0,45	30	183	-480	71	-0,67
	1	0,22	590	-550	40			600	0,25	0	330	-390	0	-0,22
	2	0,37	640	-600	40			610	0,28	5	310	-390	8,1	-0,22
2,7	4	0,45	660	-640	20	в	30	630	0,33	15	320	-400	25	-0,2
	5	0,45	660	-660	0			650	0,39	25	330	-410	44	-0,17
	6	0,45	660	-660	0			660	0,45	30	300	-360	54	-0,13

4.3.2. Ресурс пластичності металу при формуванні внутрішнього шліцьового профілю

Під пластичністю розуміють накопичену інтенсивність пластичних деформацій до появи першої макротріщини. Вплив напруженого стану на пластичність оцінювали за допомогою показника напруженого стану η [65]. Діаграму пластичності вважали технологічною функцією матеріалу, і будували в координатах: показник напруженого стану - η , гранична до руйнування деформація - e_p за результатами експериментів при дослідженні зразків на розтяг, кручення, стиск.

Оцінка деформуємості може бути здійснена, якщо відома залежність показника η і накопиченої деформації $\bar{\epsilon}_n$ в найбільш небезпечній зоні деформуємого об'єкта від величини характерної деформації і інших параметрів процесу. Останні впливають на напружений і деформований стан у цій зоні. Такими параметрами при вдавлюванні шліца є кут профілю зуба, контактне тертя, вид мастильного матеріалу і інші. З аналізу розрахунку напруженого стану та показника η встановлено, що найбільш небезпечними є області контакту MN (рис. 4.11) – область контакту шліца оправки і пластичної області. В цій області показник напруженого стану досягає найбільшого (з врахуванням знака) значення, цю область можна вважати найбільш жорсткою. В процесі дослідження вивчалось переміщення точок небезпечних областей у фізичній площині, і в площині показників $\bar{\epsilon}_n$; η , компоненти яких розраховувалися на різних етапах формоутворення заготовки за результатами експериментальних досліджень, та використання методу твердості.

Розглянемо переміщення точок 1 і 2 у фізичній площині (див. рис. 4.12), де суцільними лініями показано положення зовнішньої і внутрішньої поверхонь втулки до деформування, штриховими – після проходження через матрицю. Вихідним положенням точки 1 була відстань, рівна радіусу області наростування, яка, за даними Г.А. Смірнова-Аляєва, утворюється вже при $h \approx 0,1b$; $b = 2r$ [99].

Як видно з рис. 4.12 під час переміщення деформованого металу в процесі обтиску точка 1 проходить послідовно точки $1_2 \dots 1_5$, які обмежують область наростування. Для точки 2 розрахунок проводився як для точки, що рухається по збіжному каналу. Іншими, менш небезпечними областями, були область наростування і область, що обмежується радіусами $R = r \dots 1,5r$ [99].

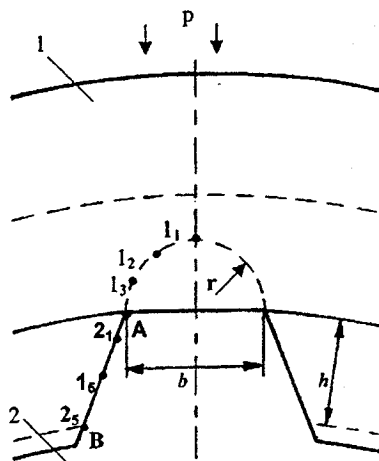


Рис. 4.12. Схема формування внутрішніх шліців в трубній заготовці

В таблиці 4.2 наведені дані розрахунку напруженого стану, а також показника η для небезпечних з точки зору руйнування областей. З результатів, наведених в таблиці, випливає, що накопичена інтенсивність деформацій не перевищує критичні ступені деформації.

Таблиця 4.2

Дані для розрахунку напруженого стану і показників η

h, мм	e_u	σ_u , МПа	σ_ρ , МПа	σ_θ , МПа	σ_0 , МПа	η	$\tau_{\rho\theta}$, МПа
Дані для точки 1							
1,5	0,28	610	00	- 600	- 305	- 1,5	90
1,7	0,32	620	1000	- 510	- 200	- 1	77
1,8	0,35	630	1200	- 510	- 190	-0,92	76
2,3	0,4	650	1600	- 490	- 160	-0,75	73
2,7	0,45	660	1800	- 480	- 150	-0,67	71
Дані для точки 2							
1,5	0,13	550	120	- 430	- 150	-0,83	74
1,8	0,28	610	160	- 430	- 138	- 0,7	69
2	0,33	630	180	- 450	- 130	-0,63	67
2,4	0,4	650	240	- 410	- 85	- 0,4	61
2,7	0,45	660	300	- 360	- 13	-0,13	54

Для областей, найбільш близьких до руйнування, побудовані шляхи деформування характерних точок: 1-1; 2-2 (рис. 4.14).

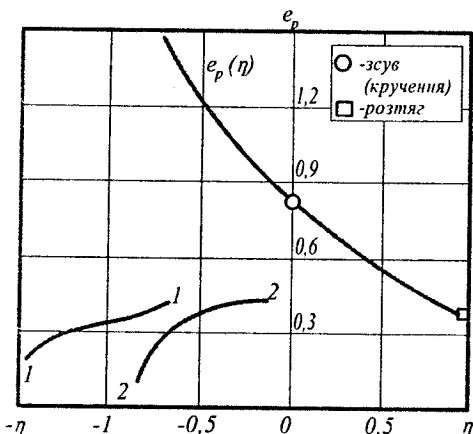


Рис. 4.14. Діаграма пластичності сталі 20X і шляхи деформування небезпечних областей при вдавлюванні шліцьового штамп

Трасекторії деформування небезпечних областей 1-1; 2-2 в просторі e_p - η мають відносно складний характер, тому нами застосований критерій, заснований на нелінійній теорії накопичення пошкоджень, що враховує історію деформування у вигляді (1.24), а також критерій, що враховує тензорний характер накопичення пошкоджень [67]:

$$\psi_{ij} = \int_0^{e_u} \left(\frac{1}{2} + \frac{e_u}{e_p} \right) \beta_{ij} \frac{de_u}{e_p}, \quad (4.27)$$

де

$$\beta_{ij} = \frac{\sqrt{2} d\epsilon_{ij}}{\sqrt{3} de_u}, \quad (4.28)$$

при цьому умова руйнування запишеться у вигляді:

$$\psi_{ij}\psi_{ij} = 1. \quad (4.29)$$

Значення використаних ресурсів пластичності для небезпечних областей 1 і 2 приведені в таблиці 4.3.

Таблиця 4.3

Використаний ресурс пластичності для небезпечних областей деформування внутрішнього шліцьового профілю

Критерії		Глибина вдавлювання h, мм				
		1,5	1,8	2	2,4	2,7
Точка 1	(1.24)	0,1	0,15	0,18	0,2	0,25
	(4.26)	0,17	0,2	0,22	0,25	0,3
Точка 2	(1.24)	0,2	0,27	0,29	0,34	0,41
	(4.26)	0,24	0,3	0,33	0,4	0,45

5. ПРОМИСЛОВЕ ВПРОВАДЖЕННЯ

5.1. Рекомендації з усунення бракувальних ознак процесу заочування пари поршень-шатун аксіально-роторного поршневого насоса

При холодному пластичному деформуванні метали зміцнюються. Зміцнення супроводжується підвищенням твердості деформованого металу, що дозволяє враховувати зміну величини області зміцнення замірами твердості. Нами вивчений розподіл твердості по Віккерсу в меридіональних перерізах заготовок поршня на різних стадіях заочування. Побудовані ізоскляри-лінії рівних твердостей, що визначають границю пластичної області, а також розподіл напружень текучості і інтенсивності деформації у пластичній області на різних стадіях заочування заготовок поршень-шатун.

Аналіз отриманих даних про розподіл твердості в меридіональному перерізі заготовок поршня показує, що її розподіл, а отже інтенсивність напружень і деформацій вкрай нерівномірні. Найбільше значення твердості, а отже накопиченої інтенсивності деформації, виявляється поблизу плями контакту деформуючого ролика. Твердість досягає величини $HV=2950$ МПа. Найменше число твердості $HV=2100$ МПа, отже, твердість в цілому по всій пластичній області зросла на 40,5%.

При підвищенні твердості заготовки поршня із сталі 38Х2МЮА після термообробки тангенціальні і меридіональні деформації у внутрішній порожнині поршня виявляються меншими в порівнянні з деформаціями заготовок, виготовлених з більш м'якої сталі. Відхилення максимальних деформацій: - тангенціальної на 20%; меридіональної на 13%. Твердість твердої і м'якої сталей відрізняються на 13%, що приводить до нестабільного заповнення порожнини поршня, і викликає зростання зазору між шатуном і поршнем.

Виявлено вплив властивостей матеріалу на кінематику течії металу при заочуванні заготовки поршень-шатун. Для всього процесу формоутворення більш твердий матеріал при заочуванні виявляє меншу деформацію як в осьовому, так і в меридіональному напрямках.

Границя текучості матеріалу, що має твердість $(HV)_0=2060\div 2120$ МПа знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=620\div 645$ МПа. Границя текучості матеріалу, що має твердість $(HV)_0=2300\div 2340$ МПа знаходиться в межах $\sigma_{0,2}=650\div 700$ МПа. Максимальна розбіжність кривої приводить до не-

стабільності одержання геометрії заготовок поршня і шатуна при їх заочухуванні.

Для одержання стабільних геометричних параметрів заготовки поршень-шатун при їх заочухуванні необхідно проводити розбракування заготовок по вихідній твердості. При заданих регламентованих чи зменшених числах твердості заготовки поршня, гарантується, з дотриманням інших режимів деформації, стабільний зазор. У випадку збільшення чисел твердості заготовки поршня необхідно здійснювати процес заочухування роликотом (рис. 5.1), геометрія якого відрізняється від існуючого збільшенням радіусів R_1 і R_2 .

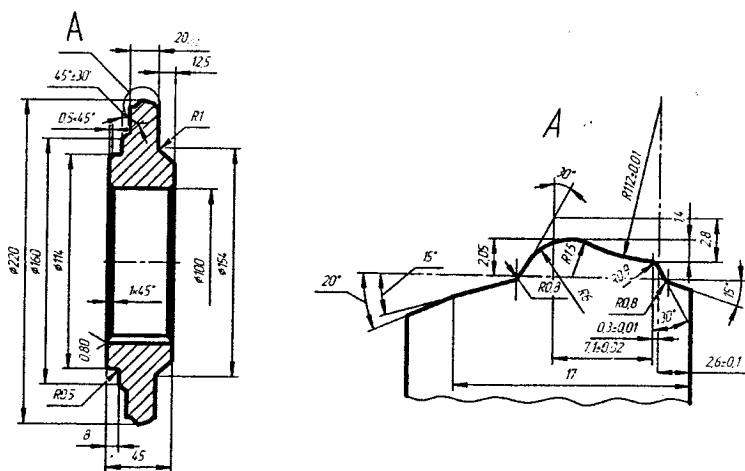


Рис. 5.7. Заочухувальний ролик

Розроблено спосіб з'єднання поршня із шатуном, що має сферичну головку, шляхом радіальної деформації елемента поршня, що замикає головку шатуна [128]. При цьому оптимальні співвідношення радіального переміщення заочухувального ролика щодо зовнішньої поверхні поршня і зазору між шатуном і поршнем у зоні заочухування, а також застосування в якості замикаючого елемента поршня, дозволяють забезпечити необхідний осьовий зазор і підвищити надійність з'єднання.

Поставлена задача вирішується створенням способу з'єднання поршня із шатуном, який має сферичну головку, шляхом радіальної дефо-

рмації елемента поршня, що замикає головку шатуна. Радіальне переміщення заковувального ролика з змінною твірною щодо зовнішньої поверхні поршня здійснюється на відстань, що складає 1,1-1,3 величини зазору між шатуном і поршнем в зоні заковування, що має змінну конфігурацію, а замикаючим елементом є поршень.

Вибір значень співвідношення радіального переміщення заковувального ролика щодо зовнішньої поверхні поршня і зазору між шатуном і поршнем в зоні заковування обумовлений одержанням необхідного осьового зазору і надійного з'єднання поршня із шатуном.

Радіальне переміщення заковувального ролика щодо зовнішньої поверхні поршня менше на 1,1 величини зазору між шатуном і поршнем в зоні заковування, приводить до появи великого осьового зазору між шатуном і поршнем.

Радіальне переміщення заковувального ролика щодо зовнішньої поверхні поршня більше від 1,3 величини зазору між шатуном і поршнем в зоні заковування, приводить до заклинювання шатуна в поршні.

На рис. 5.2 показаний поршень із шатуном в зборі до і після операції заковування. З'єднання поршня із шатуном здійснюється в такий спосіб. Збирається деталь поршня 1 із шатуном 2, після чого здійснюється радіальне переміщення заковувального ролика 3 із криволінійної твірної, причому переміщення щодо зовнішньої поверхні поршня здійснюють на відстані, що складає 1,1-1,3 величини зазору між шатуном і поршнем в зоні заковування, що має змінну конфігурацію, при цьому в якості замикаючого елемента використовують поршень.

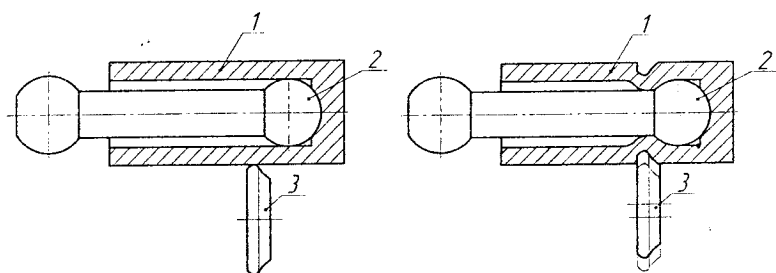


Рис. 5.2. Поршень із шатуном до і після заковування

Застосування запропонованого способу дозволяє забезпечити необхідний осьовий зазор, підвищити надійність з'єднання і значно збільшити термін експлуатації пари поршень-шатунок аксіально-ротаторного поршневого насоса.

5.2. Технологічна операція холодного об'ємного висадження головки шатуна аксіально-роторного поршневого насоса

Як було зазначено в параграфі 3.3, застосування для виготовлення головки шатуна технології холодного об'ємного висадження, замість процесу різання, дозволяє підвищити коефіцієнт використання металу, знизити загальну трудомісткість виготовлення і поліпшити механічні характеристики готового виробу.

На підставі аналізу рівня і характеру розподілу контактних напружень пропонується конструкція висадочних матриць, показана на рис. 3.16. Обидві матриці однобандажні, тому що максимальні значення нормальних напружень не перевищують 5000 МПа. Зсув максимуму нормальних напружень при підвищенні значень дотичних напружень вимагає застосування твердосплавних робочих вставок, запресованих в бандажі з боку робочого торця верхньої матриці. Поряд із забезпеченням необхідного рівня скріпних напружень в зоні найбільших контактних навантажень дана конструкція скорочує витрати твердого сплаву, тому що довжину робочої вставки верхньої матриці можна зменшити.

Нижня матриця складається з двох блоків. Верхній блок являє собою вставку з внутрішньою сферичною поверхнею, у якій формується нижня частина головки шатуна, запресована в бандаж. В отвір цього бандажу по ковзній посадці вставляється другий блок, у якому запресовані вставки, що утворюють стержневу частину заготовки. Для забезпечення суцільності горизонтального стику нижній блок піджимається до верхнього гайкою. Причому гайку закручують попередньо стиснувши блоки під гідравлічним пресом.

Застосування матриці з роздільними бандажами викликано різкою нерівномірністю нормальних контактних напружень вздовж її осі. При висадженні в матриці з загальним бандажем подібний характер розподілу контактних навантажень може викликати ослаблення натягу нижніх вставок та їх руйнування.

При масовому випуску шатунів робочі вставки матриць рекомендується виготовляти з твердого сплаву ВК20. При меншій кількості виробництва доцільно застосовувати сталь Х12М. В обох випадках бандажі виготовляють зі сталі 35ХГСА чи 35ХГСНА.

Інформація про напружено-деформований стан, а також дані про діаграму пластичності сталі 30ХЗМФА, приведені в параграфі 3.4, дозволили оцінити ресурс пластичності при холодному висадженні

головки шатуна аксіально-роторного поршневого насоса. Використаний ресурс пластичності деформуючого металу в небезпечній області заготовки (контур сферичної поверхні), виявився рівним $\Psi=0,7 < 1$. Отже, заготовка зі сталі 30Х3МФА витримає технологічну операцію висадження сферичного стовщення головки шатуна без руйнування з запасом пластичності 30%.

5.3. Рекомендації з удосконалення технологічного процесу формування внутрішнього шліцьового профілю

З результатів поетапного формування внутрішнього шліцьового профілю випливає, що для підвищення продуктивності редукування, збільшення величин коефіцієнтів заповнюваності і замкнутості контуру необхідно підбирати геометричні розміри заготовок з відношенням $t_0/D_0=0,13$, обмежуючи верхню межу значень з врахуванням необхідних експлуатаційних характеристик.

Становить практичний інтерес для даного процесу дослідження можливості переходу до схеми деформування з обмеженням осьової течії металу. В роботах [14, 27, 69, 70] показано, що чим менший вплив мають розтягуючі напруження, і чим більший стискаючі, тим більшу здатність до пластичного деформування виявляє метал. При збільшенні гідростатичного тиску ймовірність процесів руйнування знижується, а “заліковування” наявних чи виникаючих у тілі мікротріщин і пор прискорюється, чутливість граничної пластичності до напруженого стану при цьому зменшується. Іншою перевагою такої схеми є порівняно велика економія металу.

За результатами дослідження проміжних відпалів можна рекомендувати проведення рекристалізаційного відпалу з параметрами: температура $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, швидкість нагрівання менше 3 град/хв , витримка при температурі $3 - 4$ години, охолодження разом з піччю. Після загартування і низького відпуску рекомендується обробити виріб холодом.

Рекомендується для реалізації подібних процесів з іншими геометричними параметрами заготовок використовувати розроблений математичний апарат для складання програми на ПК з метою проведення комп'ютерного моделювання.

5.4. Промислове впровадження результатів досліджень

Результати досліджень застосовуються на виробничих підприємствах і науково-дослідних установах України.

В закритому акціонерному товаристві “Будгідравліка” (м. Одеса) проводились дослідження процесу заочухання поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса.

Виконані такі роботи:

- проведені дослідження стадій формування виробів;
- розроблена математична модель для визначення напружено-деформованого стану в області контакту інструмент-деталь і прилягаючої поверхні;
- визначені найбільш небезпечні області деформування (з погляду руйнування);
- проведено оцінку деформуємості виробів з метою забезпечення якості і сприятливої технологічної спадковості готових виробів;
- дані практичні рекомендації з удосконалення технологічного процесу;
- розроблені технологія і рекомендації виготовлення сферичної головки шатуна із сталі 30X3MFA холодним об'ємним висадженням на спеціальному штампі з розділеними бандажами, що забезпечують формування, як циліндра, так і сферичної поверхні заготовки.

В інституті надтвердих матеріалів АН України (м. Київ) проводились дослідження механіки формоутворення внутрішнього шліцьового профілю на оправці методом холодного пластичного деформування, були виконані такі роботи:

- досліджено напружено-деформований стан при поетапному формуванні заготовок шліцьового профілю карданного вала дизель-потяга експериментально-розрахунковим методом з врахуванням методу твердості із застосуванням диференціальних рівнянь рівноваги, умов пластичності для плоского деформованого стану;
- оцінена деформуємість металу при обтисненні матрицею втулки і вдавлюванні шліцьової оправки в пластичний матеріал на стадіях формування внутрішнього шліцьового профілю;
- дана розрахункова оцінка впливу проміжних відпалів на відновлення запасу пластичності сталі 20X;
- дані рекомендації з удосконалення технологічного процесу формування внутрішнього шліцьового профілю.

ВИСНОВОК

Останнім часом різко зросла роль розрахунків у проектуванні технологічних процесів обробки металів тиском. У зв'язку з прискореним розвитком техніки, появою нових методів обробки металів тиском технологи не мають у своєму розпорядженні часу для нагромадження даних від практики. Крім того, особливу актуальність набуває проблема прогнозування на стадії проектування технологічної спадковості, яка забезпечує якість виробів.

У зв'язку із сказаним подальше удосконалення технологічних процесів холодного формозмінювання з однотипними схемами механізму деформації дозволяє інженеру-технологу на стадії проектування технологічних процесів забезпечувати сприятливу технологічну спадковість, а отже якість виробів. В даній монографії продемонстровано застосування теорії деформуємості металів для розв'язання зазначених задач.

Автори сподіваються, що запропонована монографія дозволить розв'язувати перераховані актуальні практичні задачі, а також буде основою для подальшого розвитку викладеного наукового напрямку.

ЛІТЕРАТУРА

1. Бабичков В.А. Об экспериментальных теоретических основаниях механической теории прочности. – М.: Трансжелдориздат, тр. МИИТа, 1952. – № 76.
2. Бейгельзимер Я.Е., Эфрос Б.М. Обработка материалов жидкостью высокого давления: исследование и проектирование технологий. – Д., 1993. – 53 с. (Препр / ДонФТИ; 93–14).
3. Береснев Б.И., Грушин Е.В. Процесс гидрозкстузии. – М.: Наука, 1976. – 200 с.
4. Богатов А.А., Смирнов С.В., Колмогоров В.Л. Восстановление запаса пластичности при отжиге после холодной деформации // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 1978. – № 2. – С. 62–65.
5. Богоявленский К.Н., Лапин В.В. Холодная раскатка кольцевых деталей. – Л.: Дом научно-техн. пропog., прогрес. формoобраз., металловед. и термообrab. – 1972.
6. Богоявленский К.Н., Селин М.Т., Лапин В.В. Оборудование и технология раскатки прецизионных заготовок. – М.: НИИМАШ, 1981. – 120 с.
7. Бочвар А.А. Металловедение. – М.: Металлургиздат, 1956. – 494 с.
8. Бриджмен П. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. Влияние высокого гидростатического давления на механические свойства материалов. – М.: Издательство иностранной литературы, 1955. – 444 с.
9. Васильев Д.М. О природе эффекта Баушингера // Некоторые проблемы прочности твердого тела. – 1959. – С. 37–48.
10. ГОСТ 1497-84. Металлы. Методы испытаний на растяжение. – М.: – 1984.
11. ГОСТ 25.503-80. Расчёты и испытания на прочность методы механических испытаний металлов. Метод испытания на сжатие. – М.: – 1980.

12. ГОСТ 3665-80. Металлы. Метод испытания на кручение. – М.: – 1980.
13. Грозин Б.Д. Механические свойства закалённой стали. – М.: Машгиз, 1952.
14. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1978. – 360 с.
15. Грушко О.В., Огородников В.А., Музычук В.И. Особенности построения кривой течения материалов на участке шейкообразования // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ: ДДМА. – 2005. – С. 93–97.
16. Губкин С.И. Диаграмма схем механических состояний // Изв. АН СССР, ОТН. – 1950. – №8. – С. 11–18.
17. Губкин С.И. Пластическая деформация металлов. Физико-механические основы пластической деформации. – М.: Металлургия, 1961. – 376 с.
18. Давиденков Н.Н., Спиридонова Н.И. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца // Заводская лаборатория. – 1945. – № 6. – С. 83–93.
19. Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твёрдости. – М.: Машиностроение, 1971. – 193 с.
20. Дель Г.Д. Пластичность при немонотонном деформировании. – Воронеж, 1982. – Деп. в ВИНТИ 01. 05. 82, № 1813.
21. Дель Г.Д. Технологическая механика. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.
22. Дель Г.Д., Огородников В.А. Изменение твёрдости металлов при немонотонном нагружении // Изв. Томского политехн. института. – 1976. – № 209. – С. 18–22.
23. Дель Г.Д., Огородников В.А. Напряжённо-деформированное состояние при осесимметричной осадке // Изв. вузов. Чёрная металлургия. – 1969. – №8. – С. 90–94.

24. Дель Г.Д., Огородников В.А., Нахайчук В.Г. Критерии деформируемости металлов при обработке давлением // Изв. вуз. Машиностроение. – 1975. – № 4. – С. 135–140.
25. Дель Г.Д., Одинг С.С., Хван Д.В. и др. Диаграммы предельных деформаций листовых материалов. – М.: НИАТ, 1988. – 19 с.
26. Дель Г.Д., Хван Д.В., Баланирев А.Н. Об устойчивости пластического растяжения анизотропно упрочняющихся тел // Изв. вузов. Машиностроение. – 1983. – № 7. – С. 8–9.
27. Джонсон У., Меллор П.Б. Теория пластичности для инженеров. Пер. с англ. / пер. А.Г. Овчинников. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.
28. Диамантопуло К.К., Кухарь В.В. Классификация поковок с отрезками для определения области применения профилирующей осадки с потерей устойчивости заготовки // Вестник Приазовского государственного технического университета. – 1999. – № 8. – С. 110–113.
29. Евстратов В.А. Теория обработки металлов давлением. – Харьков: Выща школа, 1981. – 248 с.
30. Зибель Э.А. Обработка металлов в пластическом состоянии // Металургиздат. – 1934. – С. 5–6.
31. Изотов И.Н., Ягн Ю.И. Изучение пластического деформирования металла с деформационной анизотропией, созданной в процессе предварительного нагружения // Доклады АН СССР. – 1964. – т. 139. – С. 576–579.
32. Ильюшин А.А. Пластичность. – М.: Издательство МГУ, 1990. – 310 с.
33. Капорович В.Г. Обкатка металлоизделий в производстве. – М.: Машиностроение, 1973. – 168 с.
34. Капорович В.Г. Производство деталей из труб обкаткой. – М.: Машиностроение, 1978. – 136 с.
35. Касандрова О.Н., Лебедев В.В. Обработка результатов наблюдений. – М., 1970. – 104 с.
36. Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – М.: Наука, 1969. – 420 с.

37. Колмогоров В.Л. и др. Пластичность и разрушение. – М.: Металлургия, 1977. – 336 с.
38. Колмогоров В.Л. Механика обработки материалов давлением. – М.: Металлургия, 1986. – 688 с.
39. Колмогоров В.Л. Напряжение. Деформации. Разрушение. – М.: Металлургия, 1970. – 230 с.
40. Гутер Р.С., Овчинский Б.В. Элементы численного анализа и математической обработки результатов опыта. – М.: Госиздат, 1962. – 355 с.
41. Красневский С.М., Макушок Е.М., Шукан В.Я. Разрушение металлов при пластическом деформировании. – М.: Наука и техника, 1983. – 175 с.
42. Кухар В.В. Методика розрахунку мінімальної температури нагрівання заготовки з врахуванням нормальної стійкості штампів // Проблеми трибології. – Хмельницький, 2001. – № 3. – С. 44–47.
43. Кухарь В.В., Диамантопуло К.К. Аналитическое определение граничных технологических параметров при профилировании заготовки осадкой с потерей устойчивости // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії: Зб. наук. Праць. – Краматорськ – Слов'янськ: ДДМА, 2000. – С. 196–199.
44. Лабутин А.А. Исследование механических факторов разрушения металлов, обрабатываемых давлением. Дис. ...канд. наук. – Л., 1966.
45. Леванов А.Н., Колмогоров В.Л., и др. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением. – М.: Металлургия, 1976. – 416 с.
46. Макушок Е.М. Механика трения. – М.: Наука и техника. – 1974. – 256 с.
47. Макушок Е.М. Самоорганизация деформационных процессов. – М.: Наука и техника, 1991. – 272 с.
48. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.

- 49.Малинин Н.Н., Петросян Ж.Л. Напряжения в наименьшем сечении шейки растянутого круглого образца // Изв. ВУЗов. Машиностроение.-1967. – № 6. – С. 34–39.
- 50.Митькин А.Н., Головин В.А., Букин-Батырѐв И.К. Сравнительный технико-экономический анализ различных технологических процессов изготовления шаровых пальцев автомобиля // Эффективность процессов горячей и холодной штамповки. М.: МИНТИ, 1970. – С. 14–17.
- 51.Михалевич В.М. Модели накопления повреждений для тел с начальной и деформационной анизотропией // Изв. АН СССР. Металлы. – 1993. – № 5. – С. 144–151.
- 52.Михалевич В.М. Модель предельных деформаций при горячем деформировании // Изв. АН СССР. Металлы. – 1991. – № 5. – С. 89–95.
- 53.Михалевич В.М. Пластичность при циклическом горячем деформировании // Проблемы прочности. – 1994. – № 6. – С. 10–17.
- 54.Михалевич В.М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень // Вінниця: «УНІВЕРСУМ – Вінниця», 1998. – С. 195.
- 55.Монченко В. П. Эффективная технология производства полых цилиндров. – М.: Машиностроение, 1980. – 248 с.
- 56.Музичук В.І. Дослідження впливу рекристалізаційного відпалу на відновлення запасу пластичності виробу при формуванні внутрішнього шліцьового профілю // Збірник матеріалів ІV міжвузівської НПК аспірантів “Сучасна аграрна наука: напрями досліджень, стан і перспективи” – Вінниця: ВДАУ, 2004. – С. 221–224.
- 57.Музичук В.І. Застосування теорії деформуємості в прикладних задачах механіки // Збірник матеріалів V міжвузівської НПК аспірантів “Сучасна аграрна наука: напрями досліджень, стан і перспективи” – Вінниця: ВДАУ, 2005. – С. 222–225.
- 58.Музичук В.І., Огородніков В.А. Деформований стан у технологічній операції заочування поршня із шатуном аксіально-роторного поршневого насоса // Зб. наук. пр. ВДАУ. – Вінниця: ВДАУ, 2005. Вип. 20. – С. 219–226.

- 59.Музычук В.И. О возможности получения головки шатуна аксиально-роторного поршневого насоса методом пластического формоизменения // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні. – Краматорськ: ДДМА. – 2004. – С. 345–349.
- 60.Музычук В.И., Огородников В.А. Механика процесса закатки поршня с шатуном аксиально-роторного поршневого насоса // Междунар. науч. симпоз. “Приоритеты развития отечественного автотракторостроения и подготовки инженерных и научных кадров”. – Москва: МГТУ «МАМИ». – 2005. – С. 70–72.
- 61.Нахайчук О.В., Огородников В.А., Музычук В.И. Напряжённо-деформированное состояние процесса закатки поршня-шатуна поршневого насоса // Вибрации в технике и технологиях. – 2005. – № 2(40). – С. 63–66.
- 62.Непершин Р.И. Расчёт усилия зажима матриц с вертикальной плоскостью разъёма шарового пальца автомобиля // Кузнечно-штамповое производство. – 1965. – № 4. – С. 36–39.
- 63.Новиков И.И. Теория термической обработки металлов. – М.: Металлургия, 1974. – 400 с.
- 64.Новожилов В.В., Кадашевич Ю.И. Микронапряжение в конструкционных материалах. - Л.: Машиностроение, 1990. – 223 с.
- 65.Огородников В.А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением. – К.: Выща школа, 1983. – 175 с.
- 66.Огородников В.А. Деформируемость заготовок при холодной объёмной штамповке // Сб. всесоюзн. науч. техн. конф. “Пути совершенствования технологии холодной объёмной штамповки и высадки”. - Омск, 1978. – С. 17 – 19.
- 67.Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.
- 68.Огородников В.А. Экспериментально-аналитическое исследование осесимметричной пластической деформации: Дис. ...канд. техн. наук: 05.03.05. – Томск., 1968. – 126 с.

69. Огородников В.А., Букин-Батырев И.К. Исследование напряжённно-деформированного состояния при холодной высадке шаровых утолщений на стержневых заготовках // Кузнечно-штамповое производство. – 1971. – № 8. – С. 4–6.
70. Огородников В.А., Букин-Батырев И.К., Сивак И.О. Деформации и напряжения при холодной высадке заготовок в сферических матрицах // Кузнечно-штамповочное производство. – 1977. – № 4. – С. 11–14.
71. Огородников В.А., Грушко О.В., Музычук В.И. О технологическом паспорте материала заготовок поршня с шатуном аксиально-роторного поршневого насоса // Промислова гідравліка і пневматика. – 2004. – № 4(6). – С. 88–92.
72. Огородников В.А., Дель Г.Д. Исследование напряжённно-деформированного состояния при осесимметричной осадке // Кузнечно-штамповое производство. – 1970. – № 5. – С. 3–5.
73. Огородников В.А., Киселёв В.Б., Сивак И.О. Энергия. Деформация. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы) – Вінниця, УНІВЕРСУМ–Вінниця, 2005. – 196 с.
74. Огородников В.А., Лебедева Г.А. Технологический паспорт материала предназначенный для обработки давлением заготовок авиастроения и автомобилестроения // Вибрации в технике и технологиях. Всеукраинский научно-технический журнал. – 1995. – № 1 (3). – С. 24–25.
75. Огородников В.А., Музычук В.И. Кинематика деформирования в процессе закатки поршня с шатуном аксиально-роторного поршневого насоса // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. – 2005. – № 1. – С. 28–32.
76. Огородников В.А., Нахайчук О.В. Разработка системных подходов к решению задач теории пластичности // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії. – Краматорськ – Хмельницький: ДДМА. – 2002. – С. 10–12.
77. Огородников В.А., Нахайчук О.В., Музычук В.И. Исследование процесса закатки поршня с шатуном аксиально-роторного поршневого насоса // Проблеми трибології. – 2005. – № 1(34). – С. 129–133.

78. Огородников В.А., Нахайчук О.В., Музычук В.И. Приложение теории деформируемости к решению задач механики формирования внутреннего шлицевого профиля обжатием на оправке // Прогрессивные технологии и оборудование кузнечно-штамповочного производства. – Москва: МГТУ “МАМИ”. – 2003. – С. 66–75.
79. Огородников В.А., Рвачёв М.А., Покрас В.Д., Гайдамак О.Л. Моделирование напряжённого состояния в процессах объёмного формоизменения на основании гипотезы о подобии путей деформирования // Кузнечно-штамповочное производство. – 1991. – №11. – С. 2–4.
80. Огородников В.А., Розенберг О.А., Бабак М.В. Розрахунок несущої здатності з'єднання з натягом при відновленні шлицьового з'єднання // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2002. – № 6. – С. 82–85.
81. Огородников В.А., Нахайчук О.В., Музычук В.И. Влияние термообработки на восстановление запаса пластичности výroбу під час формування внутрішнього шлицьового профілю // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2004. – № 5. – С. 92–96.
82. Пашков П.О. Пластичность и разрушения металлов. – Л.: Судпромгиз, 1950. – С. 124–128.
83. Пономарев С.Д. и др. Расчеты на прочность в машиностроении. – М.: Машгиз, 1956. – Т. 1. – 884 с.
84. Попов Е.А. Основы теории листовой штамповки. – М.: «Машиностроение», 1968. – 284 с.
85. Ратнер С.И., Данилов Ю.С. Изменение пределов пропорциональности и текучести при повторном нагружении // Заводская лаборатория. – 1950. – № 4. – С. 468–475.
86. Розенберг А.М., Розенберг О.А. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформируемого протягивания. – К.: Наукдумка, 1990. – 520 с.
87. Розенберг А.М., Хворостухин Л.А. Твёрдость и напряжение в пластически деформируемом теле // Журнал технической физики. – 1955. Т. 25. – № 2.

88. Розенберг О.А. Механика взаимодействия инструмента с изделием при деформирующем протягивании. – К.: Наук. думка, 1981. – 288 с.
89. Розенберг О.А., Траченко Б.П. Закономерности формообразования шлицевых отверстий в трубных заготовках методом холодного пластического деформирования // Тр. Конф. “Повышение качества изготовления деталей машин методами отделочно-упрочняющей обработки” (ПДНТП). – Пенза, 1991. – С. 68–71.
90. Розенберг О.А., Цеханов Ю.А., Шейкин С.Е. Технологическая механика деформирующего протягивания. – Гос. Технол. Акад. – Воронеж, 2001. – 203 с.
91. Северденко В.П. Пластичность и обработка металлов давлением. – М.: Наука и техника, 1964. – 432 с.
92. Сивак И.О. Пластичность металлов при плоском напряжённом состоянии // Совершенствования процессов и оборудования обработки давлением в металлургии и машиностроении. – Краматорск: ДГМА, – 2000. – С. 168–171.
93. Скрыбин С.А. Изготовление поковок из алюминиевых сплавов горячим деформированием. – К.: КВЦ, 2004. – 346 с.
94. Скуднов В.А. Предельные пластические деформации металлов. – М.: Металлургия, 1989. – 176 с.
95. Смирнов В.С. Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1967. – 460 с.
96. Смирнов-Аляев В.А., Чикидовский В.П. Экспериментальные исследования в обработке металлов давлением. – Л.: Машиностроение, 1972. – 88 с.
97. Смирнов-Аляев Г.А. и Розенберг В.М. Технологические задачи теории пластичности. – Л.: Лениздат, 1951.
98. Смирнов-Аляев Г.А. Критерии пластичности степени деформируемости и начала разрушения металлов. Инженерные методы расчёта процессов обработки металлов давлением. – С.: Metallurgizdat. – 1964.
99. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. – М.: Машиностроение, 1968. – 272 с.

100. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. – 3-е изд. перероб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1978. – 368 с.
101. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию. – Л.: Машиностроение, 1977. – 462 с.
102. Соколов Л.Д. Сопротивление металлов пластической деформации. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 144 с.
103. Соколовский В.В. Теория пластичности. – М.: Высшая школа, 1969. – 608 с.
104. Сторожев Н.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Высш. шк., 1971. – 424 с.
105. Талыпов Г.Б. Исследование эффекта Баушингера // Известия АН СССР. Механика и машиностроение. – 1964. – № 6. – С. 131–137.
106. Талыпов Г.Б. К теории пластичности учитывающей эффект Баушингера // Инженерный журнал. МТТ. – 1966. – № 6. – С. 81–86.
107. Талыпов Т.Б. Анализ экспериментальных данных по эффекту Баушингера и их теоретическое истолкование // Инженерный журнал. МТТ. – 1966. – №2. – С. 108–113.
108. Талыпов Т.Б. Исследование эффекта Баушингера // Изв. АН СССР. Механика и машиностроение. – 1964. – № 6. – С. 131–137.
109. Тарновский И.Я. Формоизменение при пластической термообработке металлов. – М.: Metallurgizdat, 1954.
110. Теоретические основыковки и горячей объёмной штамповки / Е.М. Макушок, А.С. Матусевич, В.П. Северденко, В.М. Сегал. – М.: Наука и техника, 1968. – 407 с.
111. Теорияковки и штамповки: Учебное пособие для студентов машиностроительных и металлургических специальностей вузов / Е.П. Унксов, В.Л. Колмогоров, В.А. Огородников и др.; Под общей редакцией Е.П. Унксова, А.Г. Овчинникова. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1992. – 720 с.

112. Технологічні методи забезпечення надійності машин / П.С. Берник, І.С. Афтаназів, І.О. Сівак, А.В. Пешко і др. – К.: КИТ, 2004. – 148 с.
113. Томлёнов А.Д. Теория пластического деформирования металлов. – М.: Металлургия, 1972.
114. Траченко Б.П. Закономерности формообразования шлицевых отверстий в трубных заготовках методом холодного пластического деформирования: Дис. ...канд. техн. наук. – К., 1992. – 114 с.
115. Унксов Е.П. Инженерная теория пластичности. – М.: Машиностроение, 1959. – 328 с.
116. Хван Д.В. Анизотропное упрочнение при немономтонном деформировании // Изв. ВУЗов. Чёрная металлургия. – 1993. – № 7. – С. 33-36.
117. Хван Д.В. Повышение эффективности в обработке металлов давлением // Воронеж: Издательство Воронежского университета, 1995. – С. 224.
118. Хван Д.В., Железняков Ю.А. Однообразцовый способ исследования эффекта Баушингера. Прикладные задачи механики сплошных сред. // Воронеж: Издательство ВГУ, 1988. – С. 61–62.
119. Хван Д.В., Розенберг О.А., Цеханов Ю.А. Исследование деформационной анизотропии металлов при немономтонном пластическом деформировании в условиях линейного напряжённого состояния // Проблемы прочности. – 1990. – № 12. – С. 53–56.
120. Хван Д.В., Томилов Ф.К., Свиридов С.И. Оценка эффекта Баушингера по результатам испытаний на реверсивное кручение // заводская лаборатория. – 1977. – № 1. – С. 100–101.
121. Хилл Р. Математическая теория пластичности. – М.: Гостехиздат, 1956. – 407 с.
122. Цеханов.Ю.А. Напряжённое состояние при деформирующем протягивании толстостенной трубы // Изв. вуз. Машиностроение. – 1976. – № 5. – С. 153–156.

123. Шамарин Ю.Е., Лис В.Г., Подоровская М.М. Высокопроизводительные методы обработки металлов давлением. – К.: Техніка, 1991. – 102 с.
124. Штерн М.Б. К теории пластичности пористых тел и уплотняемых порошков и композиционных материалов // Ред. кол. В.В. Скороход (отв. ред.) и др. – К.: Наук. думка, 1985. – С. 12–23.
125. Штерн М.Б. Определяющие уравнения для уплотняемых пластичных пористых тел // Порошковая металлургия. – 1981. – № 4. – С. 17–23.
126. Ягн Ю.И., Шишнарев О.А. Некоторые результаты исследований границ упругого состояния пластически растянутых образцов никеля // Доклады Ан СССР. – 1958. – Т. 119. – № 1. – С. 46–48.
127. Johnson M., and Matalis A. G., in Engineering plasticity; Theory of metal forming processes (ed. H. Lippmann), Vol. 2, 297. CISM courses and lectures, No. 139, Springer-Verlag (1977).
128. Пат. 16112 Україна, МПК F 16 J 1/10. Спосіб з'єднання поршня з шатуном, що має сферичну головку: Пат. 16112 Україна, МПК F 16 J 1/10 В.А. Огородніков, В.О. Луценко, В.І. Музичук, В.Л. Сорокін, М.Б. Луцький; Заявл. 27.02.06; Опубл. 15.12.06, Бюл. № 12. – 3 с.

Наукове видаання

**Огородніков Віталій Антонович
Музичук Василь Іванович
Нахайчук Олег Вікторович**

**МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОГО
ФОРМОЗМІНЮВАННЯ З ОДНОТИПНИМИ СХЕМАМИ
МЕХАНІЗМУ ДЕФОРМАЦІЇ**

Монографія

Редактор Т. А. Ягельська

Оригінал-макет підготовлено В. І. Музичуком

Видавництво ВНТУ «УНІВЕРСУМ-Вінниця»
Свідоцтво Держкомінформу України
Серія ДК № 746 від 25.12.2001 р.
21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95
ВНТУ, ГНК, к. 114
Тел. (0432) 59-85-32

Підписано до друку 11.04.2007 р.
Формат 29,7×42¹/₄ Папір офсетний
Гарнітура Times New Roman
Друк різнографічний Ум. друк. арк. 10,39
Наклад 100 прим. Зам. № 2007-060

Віддруковано в комп'ютерному інформаційно-видавничому центрі
Вінницького національного технічного університету
Свідоцтво Держкомінформу України
Серія ДК № 746 від 25.12.2005 р.
21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95
ВНТУ, ГНК, к. 114
Тел. (0432) 59-81-59



ОГОРОДНІКОВ ВІТАЛІЙ АНТОНОВИЧ

Доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри опору матеріалів і прикладної механіки Вінницького національного технічного університету, інженер-механік. Один із основоположників сучасної феноменологічної теорії деформуємості металів, становлення якої сприяло розвитку нових наукових напрямків в теорії обробки металів тиском.

Наукові інтереси: прикладна теорія пластичності, механіка деформуємого твердого тіла, експериментальна механіка машин, теорія обробки металів тиском, динаміка і міцність машин.



МУЗИЧУК ВАСИЛЬ ІВАНОВИЧ

Кандидат технічних наук, доцент кафедри тракторів, автомобілів і технічного сервісу машин Вінницького державного аграрного університету, інженер-механік.

Наукові інтереси: теорія обробки металів тиском, експериментальна механіка машин, прикладна теорія пластичності.



НАХАЙЧУК ОЛЕГ ВІКТОРОВИЧ

Доктор технічних наук, професор кафедри сільськогосподарських машин Вінницького державного аграрного університету, інженер-механік.

Наукові інтереси: прикладна теорія пластичності, теорія обробки металів тиском, розвиток теорії деформуємості заготовок складного профілю в умовах граничного формоутворення.