

Міністерство освіти і науки України  
Вінницький національний технічний університет

**В. А. Огородніков, І. Ю. Кириця, В. Є. Перлов**

**МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОГО  
ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ  
ВІСЕСИМЕТРИЧНИХ ЗАГОТОВОК  
З ГЛУХИМ ОТВОРОМ**

**Монографія**

Вінниця  
ВНТУ  
2015

УДК 621.7.043

ББК 34.54

О-39

Рекомендовано до видання Вченою радою Вінницького національного технічного університету Міністерства освіти і науки України (протокол № 8 від 27.03.2014 р.)

Рецензенти:

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

**І. О. Сивак**, доктор технічних наук, професор

**В. Ф. Анісімов**, доктор технічних наук, професор

**Огородніков, В. А.**

О-39      Механіка процесів холодного пластичного деформування вісесиметричних заготовок з глухим отвором : монографія / В. А. Огородніков, І. Ю. Кириця, В. Є. Перлов. – Вінниця : ВНТУ, 2015. – 164 с.

ISBN 978-966-641-636-3

В монографії досліджені і удосконалені технологічні процеси зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з використанням гідропідпору та формування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах. Робота направлена на розв'язання актуальних задач машинобудівного виробництва – забезпечення якості готових виробів та підвищення коефіцієнту використання металу.

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

**УДК 621.7.043**

**ББК 34.54**

**ISBN 978-966-641-636-3**

© В. Огородніков, І. Кириця, В. Перлов, 2015

## ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ ТА СКОРОЧЕНЬ .....	5
ВСТУП.....	6
1 АНАЛІЗ ПРОЦЕСІВ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ	
3 МЕТОЮ ОТРИМАННЯ ЗАГОТОВОК З ГЛУХИМ ОТВОРОМ .....	8
1.1 Зворотне видавлювання і штампування в закритих штампах	8
1.2 Формування внутрішніх шліцьових поверхонь в отворах....	17
1.3 Напружено-деформований стан в процесах холодного пластичного деформування .....	24
1.3.1 Напружено-деформований стан при розтягу циліндричних зразків, що утворюють шийку .....	25
1.3.2 Напружено-деформований стан при зворотному видавлюванні .....	30
1.3.3 Напружено-деформований стан при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в отворах .....	33
1.4 Оцінка деформованості заготовок в процесах холодного пластичного деформування .....	39
1.4.1 Міра пластичності.....	40
1.4.2 Інваріантні характеристики напруженого стану .....	40
1.4.3 Критерії руйнування.....	42
2 МЕТОДИКА І МЕТОДИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕННЯ .....	49
2.1 Експериментально-розрахункові методи визначення напружено-деформованого стану (метод сіток, метод твердості)....	49
2.1.1 Метод ділільних сіток .....	49
2.1.2 Метод твердості .....	53
2.2 Побудова діаграм пластичності.....	57
2.3 Уточнений розрахунок параметрів напружено- деформованого стану в області локалізації деформації при розтягу. Особливості побудови діаграм пластичності в області локалізації деформації при розтягу .....	60
3 НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН	
І ДЕФОРМОВАНІСТЬ ЗАГОТОВОК В УМОВАХ	
ЗВОРОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ ПРИ ФОРМУВАННІ	
ЦИЛІНДРИЧНИХ ВИРОБІВ ТИПУ «СТАКАН»	
З ГЛУХИМ ОТВОРОМ .....	77
3.1 Математична модель процесу зворотного видавлювання ....	77
3.1.1 Визначення компонент тензора швидкостей деформацій .....	79
3.1.2 Визначення компонент тензора напружень .....	81
3.1.3 Визначення схеми напруженого стану.....	88
3.1.4 Оцінка використаного ресурсу пластичності .....	92

3.2 Експериментальні дослідження процесу зворотного видавлювання при формуванні заготовок з глухим отвором .....	93
3.2.1 Формування технологічного паспорту матеріалу (крива течії, діаграма пластичності, градувальні графіки) .....	93
3.2.2 Зворотне видавлювання без гідропідпору та з гідропідпором .....	98
3.3 Визначення напружено-деформованого стану в процесах зворотного видавлювання (з урахуванням та без урахування гідропідпору) .....	103
3.4 Оцінка деформованості заготовок при зворотному видавлюванні .....	106
<b>4 НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН І ДЕФОРМОВАНІСТЬ ЗАГОТОВОК ПРИ ФОРМУВАННІ ВНУТРІШНІХ ШЛІЦЬОВИХ ПОВЕРХОНЬ З ГЛУХИМ ОТВОРОМ .....</b>	
4.1 Експериментальні дослідження процесу формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором .....	111
4.1.1 Формування технологічного паспорту матеріалу (крива течії, діаграма пластичності, градувальні графіки) .....	111
4.1.2 Формування заготовки з метою отримання найраціональнішої схеми видавлювання .....	114
4.1.3 Поетапне формування заготовки .....	129
4.2 Визначення напружено-деформованого стану при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь .....	135
4.3 Оцінка деформованості заготовок при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах .....	138
<b>5 УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ХОЛОДНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ З МЕТОЮ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ГОТОВИХ ВИРОБІВ .....</b>	
5.1 Технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором .....	143
5.2 Технологічний процес зворотного видавлювання при формуванні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором .....	143
5.3 Рекомендації по удосконаленню процесів пластичної деформації при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах .....	145
5.4 Рекомендації з удосконалення процесів зворотного видавлювання .....	146
5.5 Промислове впровадження результатів досліджень .....	149
<b>ВИСНОВКИ .....</b>	<b>151</b>
<b>ЛІТЕРАТУРА .....</b>	<b>154</b>



## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ ТА СКОРОЧЕНЬ

- $\eta$  – показник напруженого стану;  
 $\sigma$  – середнє (гiдростатичне) напруження;  
 $\sigma_{ij}$  – компоненти тензора напружень;  
 $\sigma_u$  – iнтенсивнiсть напружень;  
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – головнi напруження тензора напружень;  
 $\mu_\sigma$  – параметр Надаi–Лоде;  
 $\psi$  – використаний ресурс пластичностi;  
 $\sigma_\rho, \sigma_z, \sigma_\theta$  – нормальнi напруження на осях  $\rho, z, \theta$  вiдповiдно;  
 $\tau_{\rho z}$  – дотичне напруження;  
•  
 $\gamma_{\rho z}$  – швидкiсть деформацiї зсуву;  
 $U_\rho, U_\theta, U_z$  – компоненти вектора швидкостi перемiщення точки;  
 $\dot{\epsilon}_u$  – iнтенсивнiсть швидкостей деформацiї;  
 $I_1(T_\sigma), I_2(T_\sigma), I_3(T_\sigma)$  – iнварiанти тензора напружень;  
 $I_1(D_\sigma), I_2(D_\sigma), I_3(D_\sigma)$  – iнварiанти девiатора напружень;  
 $e_p$  – гранична деформацiя в момент появи перших трiщин вiд-  
мим вiзуально;  
 $e_1, e_2, e_3$  – головнi логарифмiчнi деформацiї;  
 $S_1, S_2, S_3$  – компоненти девiатора напружень;  
 $t_p$  – час вiд початку до моменту руйнування;  
 $R$  – рiдiус матрицi;  
 $r$  – рiдiус пуансона.

## ВСТУП

В сучасному машинобудуванні розвиток нової техніки і постійне збільшення виробництва різноманітних машин і приладів змушує працівників науково-дослідних закладів і промислових підприємств створювати нове високопродуктивне обладнання і шукати найбільш ефективні і економічні методи обробки металів. Впровадження прогресивних технологій обробки металів тиском дозволяє вирішити проблеми машинобудівної промисловості.

Завдяки високим техніко-економічним показникам і великим технологічним можливостям холодне пластичне деформування в останні роки стало широко застосовуватись на машино- і приладобудівних заводах, в електро- і радіотехнічній промисловості, а також і в інших галузях народного господарства. Однак можливості холодного пластичного деформування методом видавлювання використовуються ще недостатньо. Причина цьому те, що в даний час при проектуванні процесів обробки металів тиском основна увага приділяється визначенню енергосилових параметрів, а величину допустимого формозмінення, при якому настає руйнування, визначають експериментально або отримують наближені значення. Так як пластичне деформування є необоротним процесом, то на ймовірність руйнування суттєвий вплив має історія навантаження, яка визначається законом зміни напружено-деформованого стану протягом всього процесу пластичного формозмінення.

В свою чергу, вид напружено-деформованого стану та закони його зміни визначаються законами зміни параметрів процесу. Інформація про напружено-деформований стан необхідна для визначення використаного ресурсу пластичності – величини, яка прийнята нами в даній роботі в якості показника, що впливає на якість готових виробів. Тому актуальними є задачі подальшого удосконалення та розробки методів оцінки деформованості заготовок при об'ємному холодному пластичному деформуванні.

Необхідність таких досліджень обумовлена тим, що останнім часом значно підвищились вимоги до якості готових деталей, тобто формоутворення виробів різного профілю має відбуватись без накопичення пошкоджень металу в процесі його деформації, із сприятливою технологічною спадковістю і без втрати стійкості пластичного деформування. Для забезпечення вищевказаних вимог потрібне вивчення процесів об'ємного холодного пластичного деформування із застосуванням математичної і прикладної теорії пластичності, а також феноменологічної

теорії деформованості. Феноменологічна теорія деформованості дозволяє оцінити рівень пошкодженості матеріалу, який впливає на якість заготовок, отриманих при об'ємному холодному пластичному деформуванні, а також оцінити вплив основних параметрів процесу формозмінення на інтенсивність накопичення пошкоджень. Такий підхід дозволяє при заданих параметрах процесу оцінити величину гранично допустимого формозмінення, або, управляючи параметрами процесу досягти необхідного формозмінення при заданому рівні пошкодженості.

Наукові основи вищезазначених теорій представлено в роботах І. С. Алієва, В. А. Бабічкова, Я. Є. Бейгельзімера, П. Бріджмена, Ю. Г. Важенцева, С. І. Губкіна, Г. Д. Деля, В. О. Євстратова, А. А. Ільюшина, Л. М. Качанова, В. Л. Колмогорова, Н. Н. Малініна, В. М. Михалевича, А. Г. Овчіннікова, В. А. Огороднікова, О. М. Розенберга, О. О. Розенберга, І. О. Сивака, Г. О. Смірнова-Аляєва, М. Б. Штерна та ін.

Технологічні процеси, що розглядаються в роботі: зворотне видавлювання циліндричних виробів з глухим отвором та формування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах, об'єднує однотипність схеми напруженого стану (об'ємний напружений стан), а також спосіб формоутворення – холодне пластичне деформування.

Однотипність схеми напруженого стану вищевказаних технологічних процесів дає можливість їх удосконалення на основі феноменологічної теорії деформованості. В теорії деформованості використовують критерії деформованості, в основі яких покладено обмеження, що накладаються на деформації, граничне значення яких залежить від показників напруженого стану. Величину цих показників виражають через інваріанти тензора і девіатора напружень, тому однотипність процесів, що розглядаються, суттєво полегшує оцінку ресурсу пластичності в областях, найбільш близьких до руйнування.

Для дослідження деформованості заготовок необхідна інформація про напружено-деформований стан в осередку деформації, що в свою чергу вимагає побудову діаграм пластичності в координатах: показник напруженого стану і накопичена до моменту руйнування деформація. Діаграма пластичності – одна із функцій, яка формує «технологічний паспорт» матеріалу. Проблема побудови діаграми пластичності в області великих пластичних деформацій все ще залишається нерозв'язаною. Тому удосконалення процесів об'ємного холодного пластичного деформування, спрямоване на підвищення якості вісесиметричних заготовок з глухим отвором є актуальним і має важливе наукове та практичне значення для машинобудівної промисловості України.

# **1 АНАЛІЗ ПРОЦЕСІВ ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ З МЕТОЮ ОТРИМАННЯ ЗАГОТОВОК З ГЛУХИМ ОТВОРОМ**

Розвиток нової техніки і постійне збільшення виробництва різноманітних машин і приладів вимагає від промислових підприємств випуску великої кількості різноманітних деталей, що у свою чергу, змушує конструкторів, працівників науково-дослідних інститутів і промислових підприємств створювати нове високопродуктивне обладнання і шукати найбільш ефективні і економічні методи обробки металів. Як правило, великий обсяг заготовок отримують шляхом послідовної обробки різанням. Однак для забезпечення необхідних механічних характеристик готових виробів, зниження трудозатрат, скорочення кількості переходів, підвищення коефіцієнта використання металу, продуктивності і якості важливе значення набувають безвідходні технології, зокрема, методи обробки металів тиском (гаряче і холодне штампування видавлюванням на пресах).

## **1.1 Зворотне видавлювання і штампування в закритих штампах**

Холодне штампування видавлюванням є одним з найбільш прогресивних методів холодної обробки металів тиском та має високі техніко-економічні переваги. Процес холодного видавлювання заснований на використанні пластичних властивостей металів та сплавів і представляє собою формозмінення заготовки шляхом всебічного стиску з течією металу зовні, в незамкнену порожнину штампу. Цей метод дає можливість виготовляти різноманітні деталі складної конфігурації (з мінімальною кількістю операцій) і отримувати з заданою точністю взаємозамінні деталі.

До економічних переваг холодного видавлювання відносяться:

- 1) економічні витрати металу;
- 2) висока продуктивність;
- 3) низька собівартість виробів.

Холодне видавлювання можна застосовувати при виготовленні не менше ніж 40–50 % всіх невеликих і середніх серійних, масових деталей, які отримують обробкою різанням із пруткової сталі, кольорових металів і сплавів, що забезпечило б збереження багатьох тонн металу,

які ідуть у відходи і одночасно дало б можливість значно скоротити трудомісткість і знизити собівартість виробів, що випускаються.

В табл. 1 наведені економічні показники, що отримані при застосуванні холодного видавлювання замість обробки металів різанням, лиття і гарячого штампування [1].

Таблиця 1.1 – Економічні показники холодного видавлювання в порівнянні з іншими процесами

Технологічні процеси	Економічні показники при холодному видавлюванні, %		
	Скорочення витрат металу	Зменшення трудомісткості	Зниження собівартості
Обробка різанням	40–90	30–65	20–75
Лиття	10–35	10–20	15–35
Гаряче штампування	15–45	20–35	15–40

В довоєнні роки процес холодного видавлювання використовувався лише для виготовлення простих малогабаритних деталей (типу тюбиків для фарби і парфумної продукції) із найбільш пластичних матеріалів, як олово і свинець.

Більш широке застосування холодне видавлювання отримало в післявоєнні роки головним чином в радіоприладобудуванні. Із алюмінію, цинку, дюралюмінію, міді, латуні та інших матеріалів і сплавів виготовлялись корпуса полюсів для кишенькових батарей, корпуса електролітичних конденсаторів, екрани для радіоламп, цоколі, тримери, оболонки для електричних нагрівних приладів, трубки для водяного охолодження фільтрів і опріснювачів та багато інших виробів (рис. 1.1).

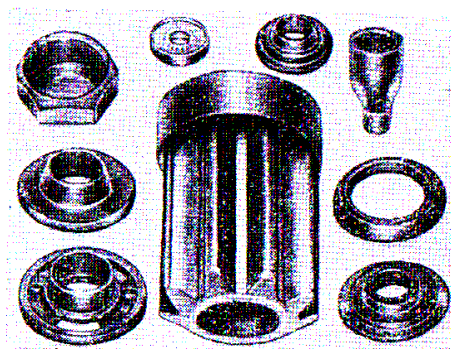


Рисунок 1.1 – Порожністі вироби, отримані холодним видавлюванням

Деякі заводи використовували холодне видавлювання для отримання профільних напівфабрикатів, які раніше виготовлялись фрезеруванням чи свердлінням з подальшим протяганням фасонних отворів (рис. 1.2).



Рисунок 1.2 – Перерізи виробів, отриманих холодним видавлюванням

На теперішній час холодне видавлювання застосовується для виготовлення деталей найрізноманітніших форм із різних металів і сплавів, в тому числі і з високоміцних. Так, в останні роки виробництвом освоєно велику кількість деталей із вуглецевих, легованих, інструментальних, нержавіючих і жароміцних сталей, із сплавів титану, молібдену, цирконію та ін.

Габарити виробів, що отримуються холодним видавлюванням, визначаються потужністю обладнання. Стальні пустотілі обертові деталі виготовляються діаметром 125 мм і більше та довжиною (в напрямку видавлювання) 250 мм і більше. Максимальні товщини стінок можуть бути рівними 12–18 мм, а мінімальні – 2–3 мм. При всьому цьому напівфабрикати і деталі відрізняються достатньою точністю (2–4 класи) і високою стабільністю розмірів, високою чистотою поверхонь ( $\nabla$  7–9) і підвищеною міцністю. Доопрацювання їх різанням після видавлювання зазвичай зводяться до мінімуму: подрізка торців, прорізка вузьких пазів, свердління та нарізання мілких отворів і т. д., а в більшості випадків відпадають взагалі.

Однак технологічні можливості холодного видавлювання не є безмежними і визначаються двома основними факторами: величиною питомого тиску на інструмент та конструкцією заданої деталі.

В якості показника величини питомого тиску приймають середній тиск в поперечному перерізі пуансона. Оцінка умов, в яких протікає процес видавлювання, відбувається по інтенсивності навантаження пуансона, який працює в найбільш напружених умовах; конструктивні можливості збільшення його міцності обмежені, в той час як робочі напруження в стінках матриці можуть бути знижені за рахунок створення попередніх напружень протилежного знаку.

Питоме зусилля (середнє нормальне напруження)  $p$  визначається тиском максимального зусилля  $P$  на нормальну до напрямку дії зусилля найменшу площу поперечного перерізу пуансона  $F_n$  [2]:

$$p = \frac{P}{F_n}. \quad (1.1)$$

В даний час пристосування для холодного видавлювання виготовляють із високолегованих інструментальних сталей Х12М, Х12Ф1, Х6ВФ, 65Х4В7ФМ, Р18 та їм подібним, які мають границю текучості в загартованому стані, близьку до величини 2500 МПа. Тому питомі зусилля в процесі видавлювання не повинні перевищувати цього значення. Враховуючи нерівномірність розподілення питомих тисків по площі поперечного перерізу пуансона і необхідність мати деякий запас міцності, в промисловій практиці обмежуються величиною питомих тисків порядку 2000–2200 МПа.

В процесі холодного видавлювання відбувається зміцнення металу деталі, що призводить до підвищення її міцності. Це дозволяє при відсутності наступного відпалу (чи іншого виду термічної обробки) проводити заміну середньовуглецевих конструкційних сталей 45, 40Х на низьковуглецеві – марок 20, 15Х, 20Х. Деталь, яка отримана холодним видавлюванням, має підвищену міцність ще й тому, що відсутній переріз волокон металу, який має місце при обробці різанням, оскільки після видавлювання в деформованій частині деталі волокна металу розташовані відповідно її конфігурації.

Дослідженнями встановлено, що відбувається також підвищення втомлюваної і ударної міцності деталей, виготовлених холодним видавлюванням.

Холодним видавлюванням можна виготовляти деталі складної форми, які через відсутність економічно належних технологічних процесів в серійному виробництві раніше не могли бути виконані.

Наприклад, за допомогою видавлювання відкриваються широкі можливості виготовлення багатограних чи зубчатих деталей різноманітної форми (рис. 1.3). Такі деталі можуть мати переріз зі змінною товщиною стінки. Однак симетрія форми при масовому виробництві є обов'язковою.

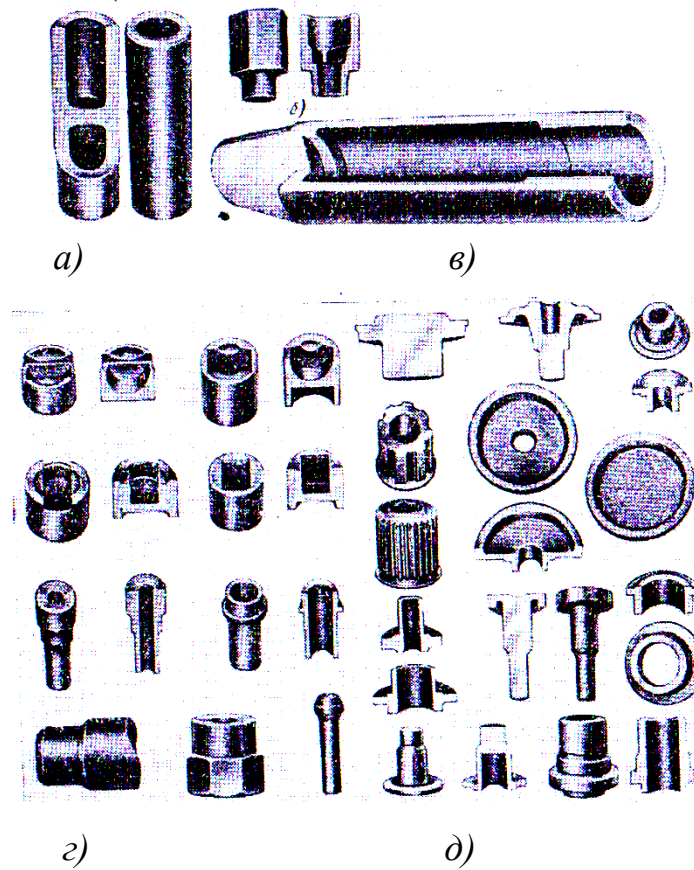


Рисунок 1.3 – Приклади деталей, що виготовляються холодним видавлюванням в США (а, б); Англії (в); Німеччині (г, д) [3–7]

Найбільший ефект холодне видавлювання забезпечує у випадку виготовлення деталей за одну операцію, але при цьому небажана велика різниця в площах поперечного перерізу виробу. Ця різниця визначається величиною відносного ступеня деформації:

$$\Delta\varepsilon = \frac{F - f}{F}, \quad (1.2)$$

де  $F$  – площа поперечного перерізу заготовки до деформації;  $f$  – площа поперечного перерізу видавленої частини деталі.

В США, Англії, Німеччині, Франції [3–7] холодним видавлюванням виготовляють: напівфабрикати поршневих пальців і корпуси свічок автомобільних двигунів, балони гідроаккумуляторів довжиною до 130 мм, різноманітні деталі велосипедів, деталі мотоциклів і автомобілів (рис. 1.3).

Існує чотири способи холодного видавлювання, різних за характером і видом робіт:



- 1) прямий;
- 2) зворотній;
- 3) комбінований;
- 4) радіальний.

Не дивлячись на загальновідомість способу зворотного холодного видавлювання, що дозволяє отримувати вироби різноманітних форм, його можливості обмежені здатністю металів витримувати технологічну операцію без руйнування.

Холодне штампування заготовок зворотним видавлюванням широко використовується у всіх галузях промисловості. Одна із переваг процесу зворотного видавлювання полягає в тому, що при забезпеченні необхідної жорсткості обладнання можна отримувати заготовки, які не потребують подальшої механічної обробки.

При зворотному способі видавлювання (рис. 1.4) течія металу відбувається у напрямку, протилежному прикладанню тиску, тобто в протилежну сторону робочого ходу пуансона. Цей спосіб використовується для отримання порожнистих тіл, у яких ні один поперечний переріз не може бути більше відкритого кінця виробу. Зворотним способом виготовляють порожнисті заготовки круглої, квадратної, прямокутної овальної і інших складних форм [1] (рис. 1.5) з однаковим поперечним перерізом по всій довжині, діаметром від 8 до 150 мм, товщиною стінок від 0,08 до 3 мм і висотою до 300 мм.

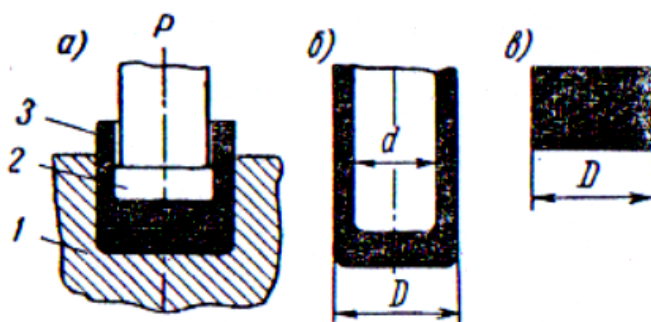


Рисунок 1.4 – Схема зворотного способу видавлювання  
*а)* схема видавлювання (1 – матриця; 2 – пуансон; 3 – деталь);  
*б)* деталь; *в)* заготовка

Зворотний спосіб видавлювання цінний тим, що цим способом можна виготовляти такі деталі, у яких товщина нижньої частини може бути більше товщини стінок, а також можна отримувати вироби з виступами, ребрами і т. д., але з однаковою товщиною стінок.

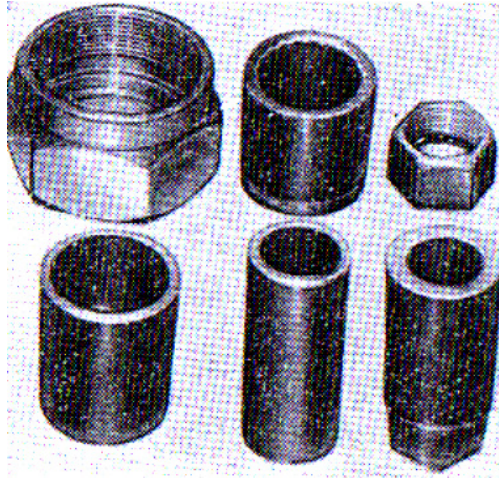


Рисунок 1.5 – Деталі, заготовки яких отримані зворотним способом видавлювання

Операція видавлювання даним способом відбувається таким чином. На дно матриці кладуть плоску заготовку. Між пуансоном і матрицею є зазор, який рівний товщині стінок порожнистого виробу. Під тиском пуансона метал заготовки тече доверху між стінками матриці і пуансона. Видавлена деталь залишається на пуансоні і при зворотному його русі скидається за допомогою зйомника чи стиснутого повітря, яке поступає через пуансон. Для зменшення тертя пуансон має зворотній конус.

Зворотній спосіб видавлювання здійснюється на спеціальних кривошипних і шарнірно-важільних пресах великої потужності. Тиск, що розвивається, значно більший, ніж при прямому способі. Крім того, зі зменшенням товщини стінок виробу необхідний тиск збільшується обернено пропорційно цій товщині.

Пристрій, що відомий для видавлювання порожнистих виробів, складається з верхньої і нижньої плити, рухомої матриці, пуансона і виштовхувача [8].

Недоліком цього пристрою є низька стійкість елементів штампу, яка обумовлена підвищеним контактним тертям з металом, який деформується.

Відомий також штамп для видавлювання порожнистих виробів [9] (рис. 1.6), який складається з пуансона, матриці і виштовхувача з плоским торцем, який оснащений приводом обертального руху, що дозволяє активізувати контактні ковзання на дні матриці і суттєво знизити зусилля деформування.

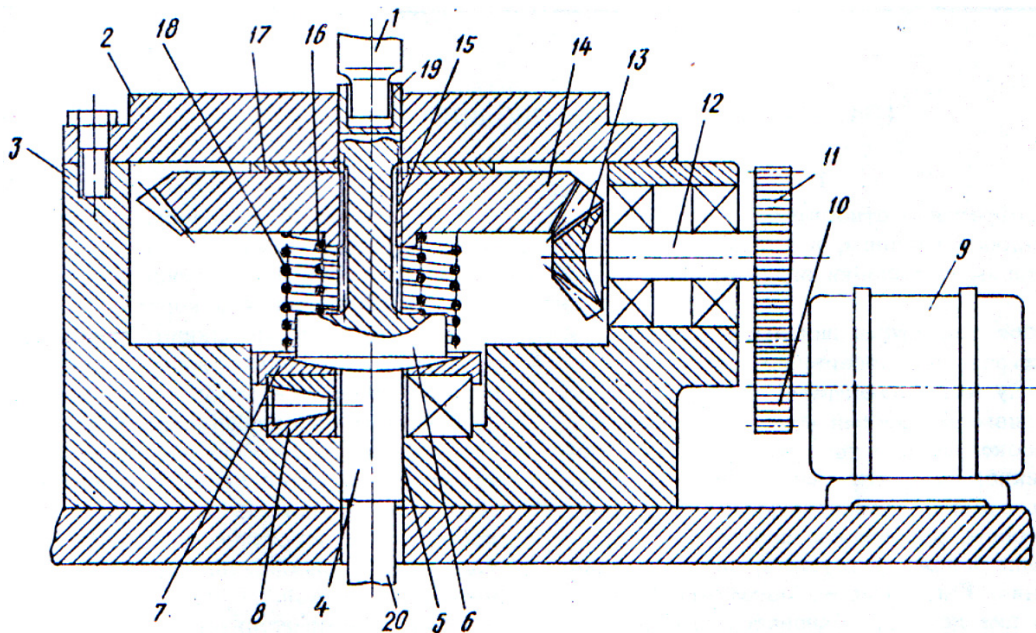


Рисунок 1.6 – Штамп для видавлювання порожнистих виробів

Недоліком при видавлюванні в відомому штампі є велика нерівномірність деформації, особливо в кутках порожнини матриці, що недостатньо підвищує стійкість інструменту, а ефективність змащення на дні матриці невисока. Отже, і невисока якість отриманих виробів.

В роботах [10, 11] розглянуто технологічну систему (ТС) з жорстким упором, встановленим між верхньою і нижньою плитами штампа паралельно руху його робочих деталей і поковки, що деформується. Така схема застосовується при виконанні операції прямого і зворотного видавлювання, а також штампування в закритих штампах.

При штампуванні із застосуванням упорів на універсальних пресах і штампуванні поковок в закритих штампах точність заготовок, отриманих при оберненому видавлюванні, збільшується в 1,5...2 рази. Збільшення точності розмірів поковок дозволяє збільшити точність визначення напружено-деформованого стану в об'ємі заготовки, що деформується.

Для виготовлення деталей типу «стакан» з тонким дном за рахунок виключення операції підрізки дна і підвищення стійкості інструмента за рахунок зменшення навантажень на нього на кінцевій стадії процесу видавлювання, авторами роботи [12] розроблений новий технологічний процес, який включає наступні операції: отримання штучних заготовок розрізкою від прутка; осадку-калібровку заготовок до діаметра  $D_3 = D$ ; видавлювання в штампі спеціальної конструкції (рис. 1.7).

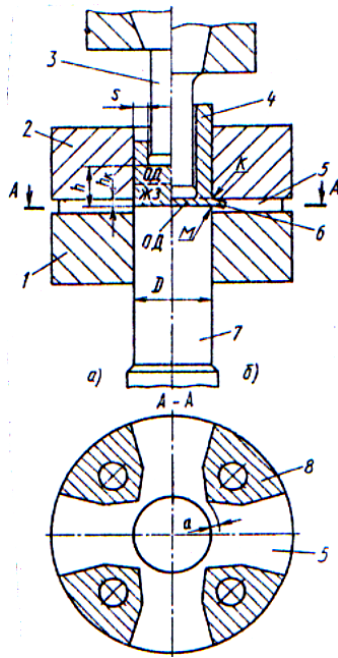


Рисунок 1.7 – Схема процесу видавлювання деталей типу «стакан» з тонким дном: *a* – стаціонарна стадія; *б* – формування дна і фланця.

Штамп включає матрицю, що складається із двох частин *1* і *2*, пуансон *3* з калібрувальним пояском, виштовхувач *7*. Конструкція матриці захищена авторським свідоцтвом. В нижній частині матриці *1* передбачені канали *5*, що призначені для розміщення технологічного фланця *6*, і розтиначі *8*, що розрізають фланець, який формується на виробі *4*.

Якщо прийняти  $h_k < s$ , то процес видавлювання за запропонованою схемою проходить так само, як і за традиційною схемою (рис. 1.8а) на першій і другій стадіях.

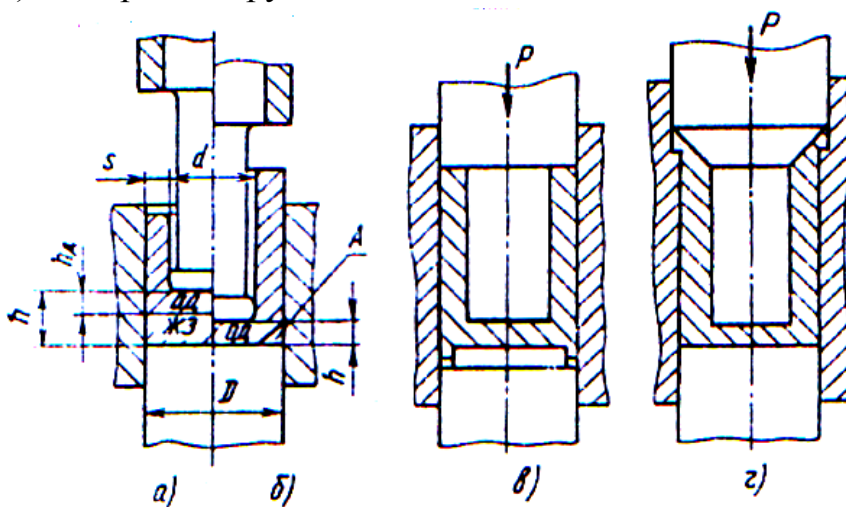


Рисунок 1.8 – Схеми видавлювання деталей типу «стакан» з тонким дном: *a, б* – без обмеження течії; *в, г* – з обмеженням течії.

На третій стадії спостерігаються суттєві розбіжності: запропонована схема дозволяє використовувати комбіноване видавлювання, тобто деформування з двома степенями вільності течії металу. Це значно зменшує зусилля деформування (порівняно з традиційною схемою) і завдяки радіальній течії металу запобігає незаповненню кутів штампа, як це має місце при традиційній схемі (див. рис. 1. 8б).

Радіальна течія металу в каналі 5 товщиною  $h_k$  обумовлює формування технологічного фланця. При виштовхуванні деталі із матриці відбувається обрізання цього фланця. Верхня частина матриці має просту форму, тому, періодично перешліфовуючи її нижній торець, легко зберегти гострою ріжучу кромку  $K$ , а перешліфовуючи виштовхувач, – кромку  $M$ . Так як метал, що утворює фланець, сильно деформований, то обрізання відбувається без утворення задирки. Щоб видалити отриманий відхід (технологічний фланець б), використовуються розтиначі 8 і канали 5. Ріжучі кромки розтинача розташовані на відстані  $a$  від твірної отвору під виштовхувач. Тому метал, що витискується в фланець на третій стадії видавлювання, не відокремлюється одразу ж на окремі частини, а утворює суцільний фланець. При видавлюванні наступної деталі фланець від попередньої деталі розділяється на чотири частини (які потім по каналах 5 виводяться в тару), а фланець наступної деталі надійно ізолює робочу порожнину штампа від попадання раніш розрізаних частин. Така конструкція матриці дозволяє забезпечити надійну роботу штампа як при вертикальному розташуванні вісі системи пуансон–матриця–виштовхувач, так і при горизонтальному чи похилому.

Таким чином, запропонований технологічний процес, схема видавлювання і конструкція матриці дозволяє отримувати якісні деталі типу «стакан» з тонким дном (відносна товщина дна 0,3–0,5 товщини стінки) на будь-якому обладнанні з вертикальним чи горизонтальним розташуванням інструмента.

Недоліком такого технологічного процесу є велика трудомісткість і наявність технологічного фланцю.

## **1.2 Формування внутрішніх шліцьових поверхонь в отворах**

Технологічні процеси протягання і довбання прийнято використовувати для виготовлення деталей із шліцьовою поверхнею в отворах.

Протягання шліцьових отворів [13–15] дозволяє отримувати у вихідному круглому отворі певне число шліців різного профілю при високих



вимогах до точності розмірів, форми профілю, шорсткості поверхні. Діаметр шліцьових отворів, оброблених протяганням, досягає 420 мм. Шліцьові отвори одержують вільним способом протягання на горизонтальних і вертикальних верстатах для внутрішнього протягання.

Шліцьові отвори з різним профілем шліців одержують як багатошліцьовими, так і одношліцьовими протяжками в залежності від серійності виробництва.

При обробці протяганням виникають місцеві дефекти на протягненій поверхні у вигляді чорновин, виривів металу, задирок, смуг, кільцевих слідів, слідів від стружкодільних канавок, лускоподібності або брижі, хвилястості і сколювання країв заготовки на виході протяжки.

Також при протяганні шліцьових отворів вимагається попередня додаткова операція для утворення вихідного круглого отвору будь-яким чистовим інструментом, включаючи круглу протяжку, що приводить до додаткових трудовитрат.

Для утворення рельєфних внутрішніх поверхонь використовуються довбачі [16], до яких висувають особливі вимоги. Процес довбання повинен забезпечувати високу продуктивність і в той же час високу точність оброблених виробів (рис. 1.9).

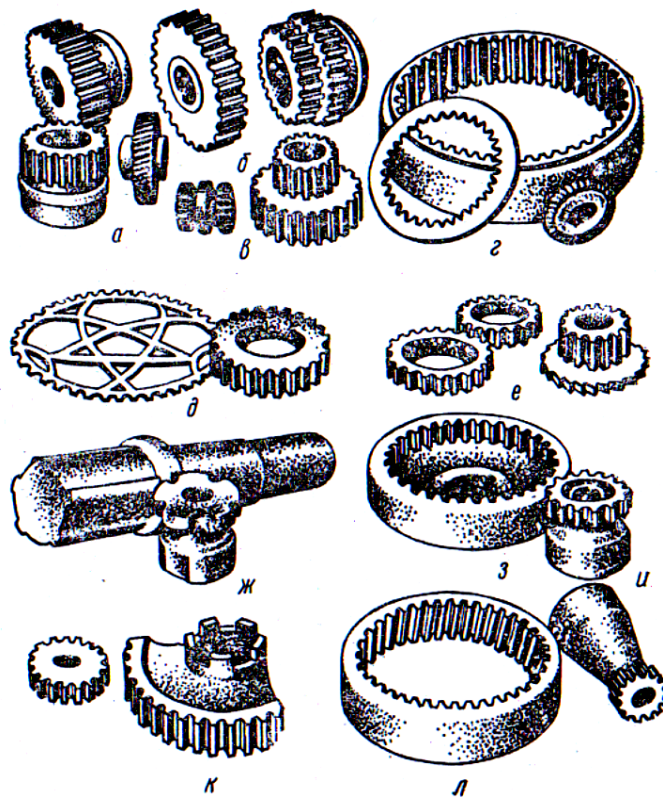


Рисунок 1.9 – Вироби з рельєфними поверхнями, отримані довбанням

При обробці довшанням виникають недоліки, які пов'язані із тим, що обробка всіх складових контуру здійснюється послідовно, припуск знімається за кілька проходів, неможливість обробки глибоких отворів. Крім того, при довшанні чистова і чорнова обробка виконується окремо різними інструментами, що потребує переналагодження верстату.

Використання гарячого штампування [17] при формуванні рельєфної поверхні, зокрема виготовлення поволок (втулки, стакани з зовнішніми і внутрішніми ребрами) на високошвидкісних молотах, пояснюється існуванням у виробів тонких ребер, стінок, полотен, малих радіусів заокруглень і штампувальних уклонів (рис. 1.10, 1.11), що неможливо одержати на звичайному штампувальному обладнанні. Вибір даного процесу обумовлює економію металу.

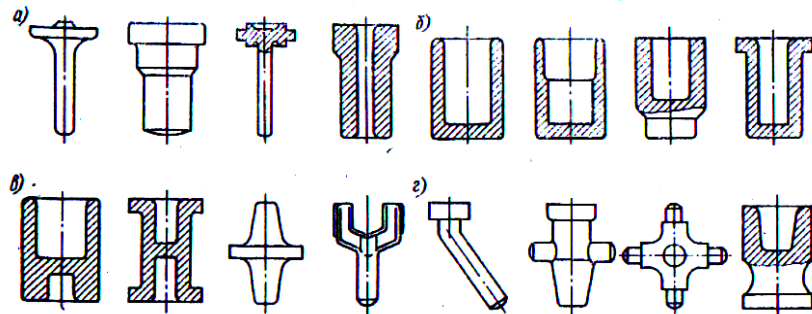


Рисунок 1.10 – Вироби, отримані гарячим видавлюванням

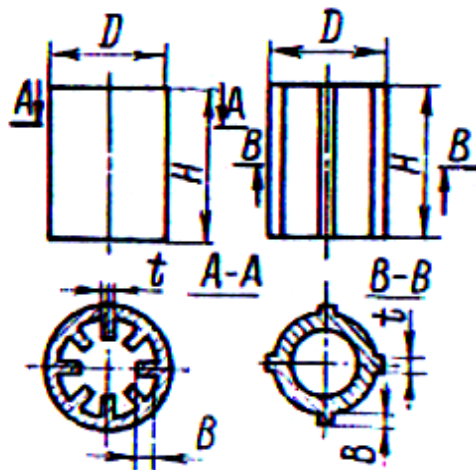


Рисунок 1.11 – Втулки, стакани із зовнішніми і внутрішніми ребрами

До основних дефектів при гарячому штампуванні видавлюванням відносяться: затиски і складки, поперечні зовнішні тріщини, пережими і прес-утяжини.

Проведений аналіз [18] наявних способів отримання внутрішніх рельєфних (шліцьових) поверхонь в отворах (протягання, довшання,

гаряче штампування видавлюванням) показав, що всі ці способи обробки пов'язані зі значними відходами металу, із застосуванням дорогого обладнання і пристосувань, з використанням висококваліфікованої робочої сили.

Холодне штампування методом видавлювання є одним з найбільш передових і прогресивних процесів виготовлення деталей, що забезпечує різке підвищення продуктивності праці, значне скорочення технологічних відходів металу, зниження трудомісткості процесів і собівартості продукції, що випускається.

Можливості холодного штампування видавлюванням досить широкі і різноманітні. Цим методом можна виготовити напівфабрикати і готові деталі будь-якої форми, у тому числі і внутрішні шліцьові профілі з маловуглецевих, середньовуглецевих і малолегованих сталей, а також із переважної більшості кольорових металів і сплавів.

Прикладом такої технології може бути технологічний процес формування внутрішнього шліцьового з'єднання в трубних заготовках методом їх обтиснення матрицями на профільних оправках (рис. 1.12) [19].

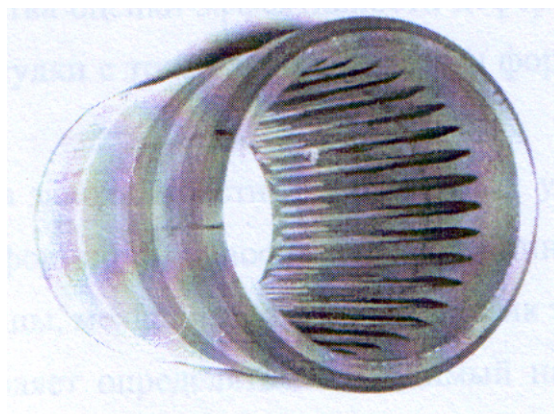


Рисунок 1.12 – Заготовка шліцьового з'єднання карданного валу дизель-потягу ДП 2

Враховуючи необхідність отримання нових економічно вигідних технологій, в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. Н. Бакуля НАН України у відділі № 20 під керівництвом О. О. Розенберга був розроблений технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах методом холодного пластичного деформування.

Суть процесу (рис. 1.13) полягає в тому, що заготовка (рис. 1.14) разом із розміщеною всередині профільною (шліцьовою) оправкою



деформується (проходить) через спеціальне пристосування для багатоступінчастого редукування внутрішніх шліцьових поверхонь у глухих отворах.

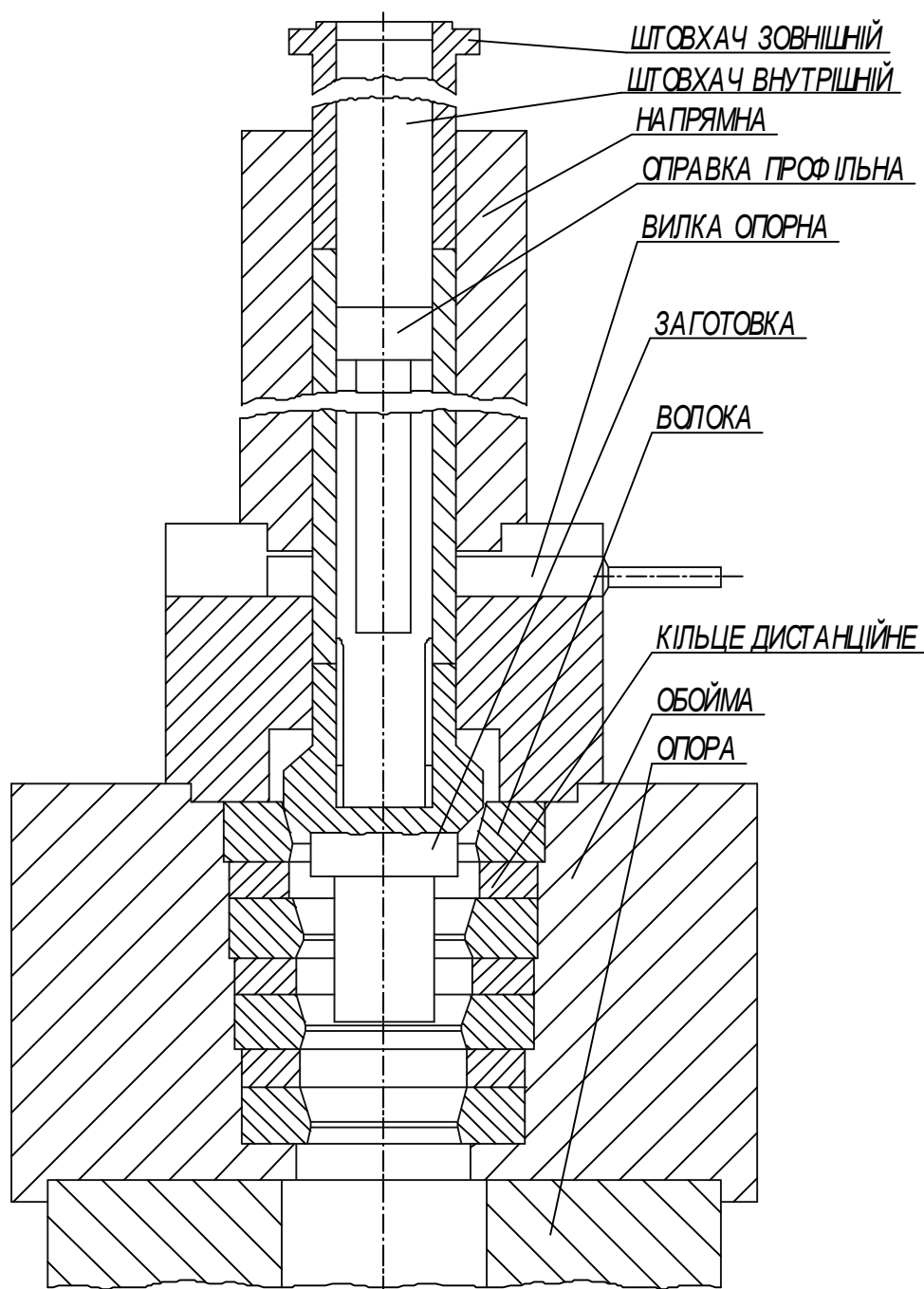


Рисунок 1.13 – Схема формування внутрішніх шліцьових поверхонь у глухих отворах методом холодного пластичного деформування



Рисунок 1.14 – Заготовка

Даним способом формували шліцьовий профіль рис. 1.15, який відповідає профілю елемента сервокерування гідротрансмісії в тихохідних машинах.

Основні характеристики шліцьового виробу (рис. 1.15):  $z = 12$ ;  $m = 2,1166$ ; кут профілю зуба  $\alpha = 30^\circ$ ;  $d_{\text{впад}} = 28,1$  мм;  $d_{\text{верш}} = 23,2$  мм;  $D_{\text{зовн}} = 44,6$  мм; матеріал – сталь 20Х.

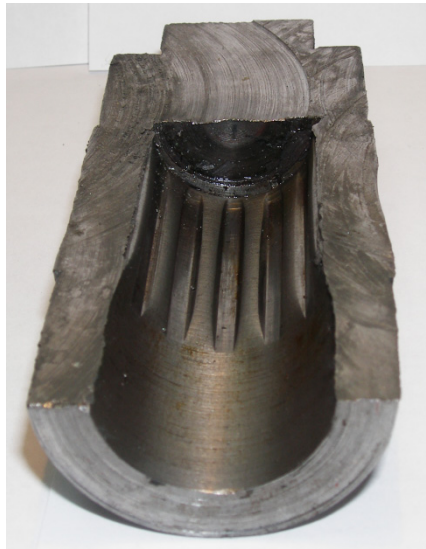


Рисунок 1.15 – Деталь із внутрішньою шліцьовою поверхнею в глухому отворі

Дослідницький (експериментальний) комплекс (рис. 1.16), що призначений для дослідження параметрів, які впливають на заповнюваність профілю, при багатоступінчатому редукуванні на профільній оправці внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах, складається з трьох основних частин:

1. Низькошвидкісний гідравлічний прес моделі ИПС (поз. 1) оснащений регулятором тиску (поз. 2), який дозволяє плавно регулювати робоче зусилля пресу в межах від 7,5 кН до 2 МН, і гідравлічним динамометром (поз. 3).

2. Вимірювальний комплекс складається із персонального комп'ютера (поз. 4), до якого через стандартний порт USB підключено електронний тензометричний підсилювач (поз. 5), який служить для підсилення і оцифрування (АЦП) аналогового сигналу, що поступає з тензометричного динамометра (поз. 6). Тензометричний динамометр дозволяє вимірювати зусилля до 2 МН. Обробка інформації, що отримується, і графічне представлення в режимі реального часу здійснюється за допомогою спеціального програмного забезпечення.

3. Спеціальне пристосування для редукування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах складається з основи (поз. 7), обойми (поз. 8), в якій встановлено чотири волоки, з можливим змінням взаємного розташування, напрямної частини (поз. 9) і штовхача (поз. 10).



Рисунок 1.16 – Експериментальний комплекс

Напрямна частина, внутрішній штовхач і шліцьова оправка (рис. 1.17) спроектовані таким чином, щоб після завершення процесу деформування автоматично відбувалося скидання виробу з профільної оправки.



Рисунок 1.17 – Шліцьова оправка

Незважаючи на те, що даний технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь у глухих отворах методом холодно-го пластичного деформування є досить продуктивним і з високим коефіцієнтом використання металу, широке впровадження даного процесу затримується наявністю недоліків, які пов'язані з тим, що висота зуба шліца не досягає 10–15 % необхідного заповнення. Крім того, залишається незрозумілим питання забезпечення якості шліцьової поверхні з точки зору несучої здатності, а також ресурсу пластичності в процесі формування шліців. Тому необхідне комплексне вивчення і дослідження даного процесу.

### **1.3 Напружено-деформований стан в процесах холодного пластичного деформування**

При великих пластичних деформаціях необхідна достовірна інформація про напружено-деформований стан і закон його зміни впродовж всього процесу формозмінення для оцінки ймовірності руйнування. Знання про напружено-деформований стан в пластичній області дозволяють раціонально побудувати технологічні процеси.

Методи розрахунків напружено-деформованого стану в пластичній області отримали розвиток в роботах Г. Д. Деля [20], В. А. Огороднікова [21], Г. А. Смірнова-Аляєва [22], М. Б. Штерна [23, 24], О. А. Ільюшина [25], М. М. Малініна [26], І. О. Сивака [27], В. М. Михалевича [28] і інших.

### 1.3.1 Напружено-деформований стан при розтягу циліндричних зразків, що утворюють шийку

Питання про напружено-деформований стан при розтягу зразків, що утворюють шийку, складне і на даний час повністю не вирішене. Важливо знати величини напружень, які передують моменту руйнування зразка. При появі шийки розподіл напружень перестає бути одноосним і рівномірним.

Базуючись на тих чи інших припущеннях, побудовані наближені розв'язки. В роботах [26, 29] наведено один з таких розв'язків, який запропонований Н. Н. Давіденковим і Н. І. Спиридоновою [30]. Цей розв'язок базується на трьох припущеннях: 1) матеріал нестисливий; 2) логарифмічні колова і радіальна деформації в точках найменшого поперечного перерізу шийки рівні між собою і постійні; 3) кривизна траєкторії одного з головних напружень в деякій точці найменшого поперечного перерізу шийки на відстані  $r$  від вісі (рис. 1.18) може бути представлена у вигляді

$$\frac{1}{\rho} = \frac{r}{r_1 R}, \quad (1.3)$$

де  $r_1$  – радіус найменшого поперечного перерізу шийки;  $R$  – радіус кривизни контуру шийки в точці найменшого поперечного перерізу.

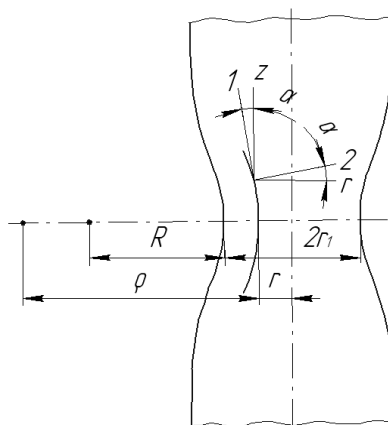


Рисунок 1.18 – Схема для визначення поля напружень в найменшому поперечному перерізі шийки

З перших двох припущень випливає, що логарифмічна осьова деформація в точках найменшого поперечного перерізу шийки дорівнює подвійній логарифмічній радіальній деформації і постійна в цьому перерізі:

$$\bar{\varepsilon}_z = -2\bar{\varepsilon}_r = \text{const}; \quad (1.4)$$

і виходячи з того, що інтенсивність логарифмічних деформацій рівна логарифмічній осьовій деформації та постійна в точках найменшого поперечного перерізу шийки:

$$\bar{\varepsilon}_i = \bar{\varepsilon}_z = \text{const}, \quad (1.5)$$

де 
$$\bar{\varepsilon}_i = \ln \frac{F_0}{F}. \quad (1.6)$$

З рівності логарифмічної колової і радіальної деформації випливає рівність колового і радіального напруження  $\sigma_t = \sigma_r$  і відповідно величина інтенсивності напружень:

$$\sigma_i = \sigma_z - \sigma_r. \quad (1.7)$$

Дане припущення отримане в припущенні Хаара–Кармана про рівність колового напруження одному із головних напружень в меридіональній площині [31].

Автори робіт [26, 29, 30] стверджують, що оскільки інтенсивність логарифмічних деформацій постійна в найменшому поперечному перерізі шийки, то інтенсивність напружень також постійна в цьому перерізі.

Для визначення напружень в найменшому поперечному перерізі шийки використовували одне із диференціальних рівнянь рівноваги в циліндричній системі координат

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} = 0. \quad (1.8)$$

В меридіональній площині розглядали траєкторію головного напруження  $\sigma_l$  (див. рис. 1.18).

Кут нахилу дотичної до неї з віссю  $z$  позначали через  $\alpha$ . Тоді згідно з відомими з опору матеріалів [32] формулами для напружень в площадці, перпендикулярній до однієї з головних площадок, нормаль до якої складає кут  $\alpha$  з головною віссю 1, отримали:

$$\sigma_z = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\alpha; \quad (1.9)$$

$$\sigma_r = \sigma_t = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\alpha; \quad (1.10)$$

$$\tau_{rz} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin 2\alpha. \quad (1.11)$$

Кут  $\alpha$  врахували достатньо малим, так що  $\cos 2\alpha \approx 1$ ,  $\sin 2\alpha \approx 2\alpha$ , отримали:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_z = \sigma_1; \sigma_r = \sigma_t = \sigma_2; \\ \tau_{rz} = (\sigma_1 - \sigma_2)\alpha = (\sigma_z - \sigma_r)\alpha. \end{array} \right\} \quad (1.12)$$

З рівняння (1.8), використовуючи вирази (1.7) і (1.12), і врахувавши, що для найменшого поперечного перерізу шийки  $\alpha = 0$ , отримали:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_i \frac{d\alpha}{dz} = 0, \quad (1.13)$$

де  $\frac{d\alpha}{dz} = \frac{1}{\rho}$ .

Підставивши співвідношення (1.3) в (1.13), отримали:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = -\frac{\sigma_i r}{r_1 R}. \quad (1.14)$$

Проінтегрувавши це рівняння, з врахуванням того, що інтенсивність напружень постійна:

$$\sigma_r = C - \frac{\sigma_i r^2}{2r_1 R}. \quad (1.15)$$

Постійну інтегрування  $C$  визначили з умови  $\sigma_r = 0$  при  $r = r_1$ .

В результаті отримали:

$$C = \frac{\sigma_i r_1}{2R}, \quad (1.16)$$

і, відповідно,

$$\sigma_r = \sigma_i \frac{r_1}{2R} \left( 1 - \frac{r^2}{r_1^2} \right). \quad (1.17)$$

Із формули (1.7), враховуючи (1.17), визначили:

$$\sigma_z = \sigma_i \left( 1 + \frac{r_1}{2R} - \frac{r^2}{2r_1 R} \right). \quad (1.18)$$

Для визначення інтенсивності напружень поєднали силу розтягу з осьовим напруженням:

$$P = 2\pi \int_0^{r_1} \sigma_z r dr. \quad (1.19)$$

Підставивши в вираз (1.19) вираз (1.18), після перетворень отримали:

$$\sigma_i = \frac{P}{\pi r_1^2 \left( 1 + \frac{r_1}{4R} \right)}. \quad (1.20)$$

Формули (1.17), (1.18), (1.20) визначають напружений стан в точках найменшого поперечного перерізу шийки.

На рис. 1.19 зображені епюри осьових, радіальних (колових) напружень в мінімальному перерізі шийки круглого зразка зі сталі 30.

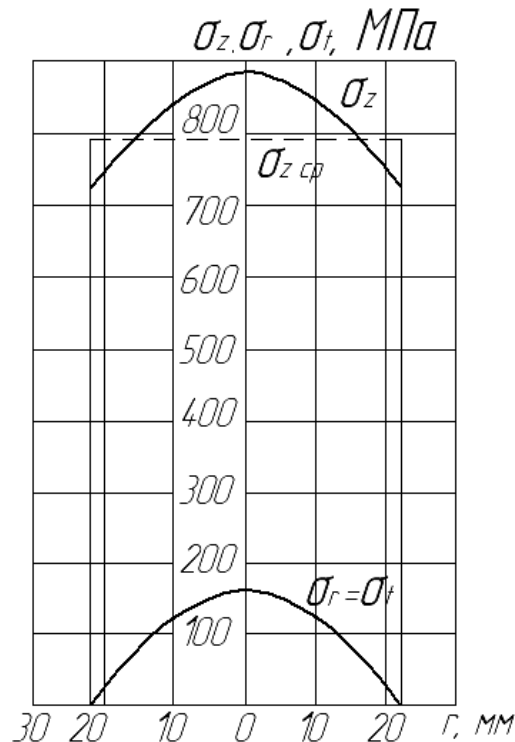


Рисунок 1.19 – Епюри осьових, радіальних (колових) напружень в мінімальному перерізі шийки круглого зразка



Із епюр випливає, що напруження максимальні в центральній точці. Рентгенівський знімок (рис. 1.20) показує, що руйнування зразка, напевно, почалось в центральній точці найменшого перерізу.

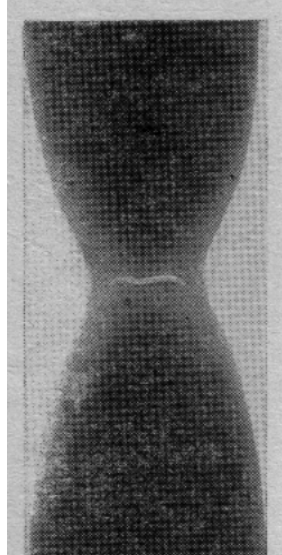


Рисунок 1.20 – Рентгенівський знімок алюмінієвого круглого зразка безпосередньо перед руйнуванням

Недоліком отриманих розв'язків є застосування гіпотези Хаара–Кармана про рівність колового напруження одному із головних напружень в меридіональній площині, що зводить задачу об'ємного напруженого стану до задачі про плоский напружений стан. В роботі [33] показано, що застосування вказаної гіпотези Хаара–Кармана для розрахунку напруженого стану в процесах, які супроводжуються осесиметричною деформацією, наприклад, осесиметрична осадка з тертям на торцях, осесиметричне пряме видавлювання приводить до значних похибок. Особливо це стосується епюр колових напружень. Колові напруження за гіпотезою Хаара–Кармана є стискальними, а без врахування вказаної гіпотези – розтягувальними.

Застосування вказаної гіпотези виправдано лише у випадку оцінки деформувальних зусиль [34], а також при розв'язанні деяких задач інженерної теорії пластичності [34].

Застосування гіпотези Хаара–Кармана некоректне при локальному визначенні компонент тензора напружень  $\sigma_{ij}$  в задачах осесиметричної пластичної деформації.

### 1.3.2 Напружено-деформований стан при зворотному видавлюванні

Методи визначення напружено-деформованого стану в задачах осесиметричного пластичного формозмінення ґрунті, головним чином, на наближених методах, які дозволяють отримати верхню або нижню оцінки енергосилових параметрів процесів обробки тиском, цим дослідженням присвячені роботи І. С. Алієва [35, 36], Ю. Є. Шармаріна [37], С. О. Скрябіна [38], В. В. Кухаря [39].

Наприклад, в роботах [40, 41] дано наближене визначення поля напружень в осередку пластичних деформацій, що дозволило встановити розподілення питомих зусиль на робочий торець пуансона і на стінку матриці, яке в свою чергу необхідне для розрахунку матриці на міцність. Розглядається впровадження циліндричного пуансона з плоским торцем в заготовку, що розміщена в циліндричній матриці. При цьому напружений стан є осесиметричним. Вихідні рівняння, які використовувались:

1) рівняння рівноваги:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial Z} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_z}{\rho} &= 0; \\ \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial Z} + \frac{\tau_{\rho z}}{\rho} &= 0,\end{aligned}\tag{1.21}$$

де  $\sigma_\rho$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_\theta$  – нормальні напруження, відповідно, на осях  $\rho$ ,  $z$ ,  $\theta$ ;  $\tau_{\rho z}$  – дотичне напруження;

2) співвідношення між напруженнями і швидкостями деформацій

$$\begin{aligned}\sigma_\rho - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \dot{\varepsilon}_\rho; \\ \sigma_\theta - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \dot{\varepsilon}_\theta; \\ \sigma_z - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \dot{\varepsilon}_z; \\ \tau_{\rho z} &= \frac{1}{3} \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \dot{\gamma}_{\rho z},\end{aligned}\tag{1.22}$$

де  $\sigma = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z}{3}$  – середнє нормальне напруження;  $\dot{\varepsilon}_\rho, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\varepsilon}_z$  –

швидкості лінійних деформацій, відповідно, по осях  $\rho, \theta, z$ ;  $\dot{\gamma}_{\rho z}$  – швидкість кутової деформації;  $\sigma_i$  – інтенсивність напружень:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + 6\tau_{\rho z}^2}. \quad (1.23)$$

Компоненти швидкостей деформацій зв'язані зі швидкостями переміщень співвідношеннями:

$$\dot{\varepsilon}_\rho = \frac{\partial v_\rho}{\rho}, \quad \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{v_\rho}{\rho}, \quad \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}, \quad \dot{\gamma}_{\rho z} = \frac{\partial v_z}{\partial \rho} + \frac{\partial v_\rho}{\partial z}. \quad (1.24)$$

Інтенсивність швидкостей деформацій визначали за формулою

$$\dot{\varepsilon}_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta)^2 + (\dot{\varepsilon}_\theta - \dot{\varepsilon}_z)^2 + (\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\rho)^2 + \frac{3}{2}\dot{\gamma}_{\rho z}^2}; \quad (1.25)$$

3) рівняння нестисливості:

$$\frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0. \quad (1.26)$$

Розглядали ідеально-пластичне тіло:

$$\sigma_i = \sigma_s. \quad (1.27)$$

В роботі [40] отримано вираз для визначення середнього питомого тиску на торець пуансона:

$$q = -\sigma_s \left[ \sqrt{\frac{1 + 2\mu \frac{D}{d}}{2 \left( \frac{D^2}{d^2} - 1 \right)}} + \frac{D^2 / d^2 (\rho_0 - 1)}{\sqrt{3}} \cdot \left( \frac{1}{\rho_0^3 \sqrt{\frac{D^4}{d^4 \rho_0^4} + 3}} + \frac{1}{2 \sqrt{\frac{D^4}{d^4} + 3}} \right) + \frac{\frac{D^2}{d^2 \rho_0^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{D^4}{d^4 \rho_0^4} + 3}} + 0.82 \right], \quad (1.28)$$

та питомого тиску на стінки матриці

$$P = \sigma_s \left[ \frac{1 + 2\mu \frac{D}{d}}{\frac{D^2}{d^2} - 1} z + \frac{\frac{D}{d} - \rho_0}{\sqrt{3}} \left( \frac{\sqrt{1 - 3\mu^2}}{2 \frac{D}{d}} + \frac{\frac{D^2}{d^2} \rho_0^2}{\sqrt{\frac{D^4}{d^4} + 3}} \right) - \frac{\frac{D^2}{d^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{D^4}{d^4} + 3}} \right], \quad (1.29)$$

де  $D$  – діаметр матриці;  $d$  – діаметр пуансона;  $\mu$  – коефіцієнт тертя;  $\rho_0$  – радіус поверхні, на якій  $\tau_{rz}$  перетворюється в нуль.

На рис. 1.21 наведені графіки відповідно до формули (1.28).

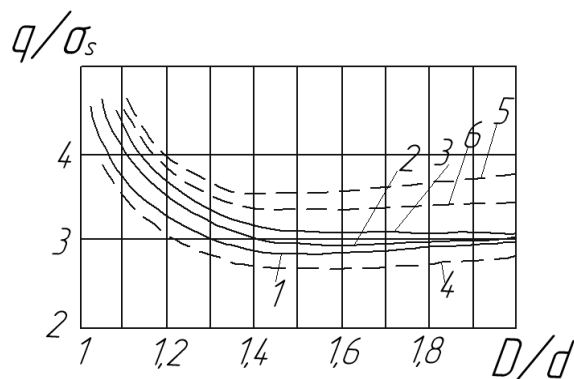


Рисунок 1.21 – Криві середнього питомого тиску на торець пуансона:

— розрахункові криві; 1 –  $\mu = 0,1$ ; 2 –  $\mu = 0,3$ ; 3 –  $\mu = 0,5$ ;  
 - - - дослідні криві; 4 – сталь 45; 5 – M1; 6 – AD-1

На рис. 1.21 пунктирною лінією показані дослідні криві, отримані при видавлюванні сталі 15, міді M1, алюмінію AD-1.

Як видно з рисунка, отримані розрахункові криві дають задовільну збіжність з дослідними даними якійсно і кількісно. Зі зменшенням  $D/d$  від двох питомих тисків декілька падають, а потім, з наближенням  $D/d$  до одиниці, різко зростають. Точка мінімуму відповідає приблизно значенню  $D/d = 1,4-1,6$ .

Із формули (1.29) видно, що питомий тиск на стінці матриці розподілений нерівномірно по висоті, і ця нерівномірність тим більша, чим ближче  $D/d$  до одиниці.

Максимальний тиск виходить у нижній границі осередку пластичних деформацій. Аналогічна картина і при експериментальних визначеннях питомого тиску (рис. 1.22).

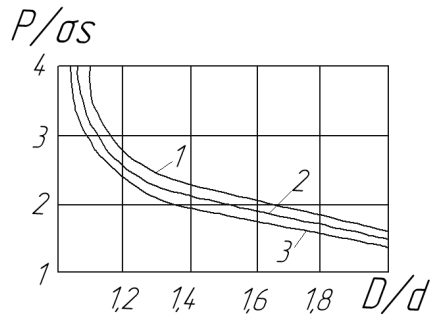


Рисунок 1.22 – Розрахункові криві максимального радіального тиску на стінці матриці: 1 –  $\mu = 0,1$ ; 2 –  $\mu = 0,3$ ; 3 –  $\mu = 0,5$

Як впливає із наведеного огляду, авторам робіт [40, 41] вдалося оцінити енергосилові параметри процесів осесиметричного пластичного деформування. Нас же в подальшому буде цікавити інформація про всі компоненти тензора напружень в осередку деформацій досліджуваних процесів. Ця інформація необхідна для оцінки використаного ресурсу пластичності заготовок, а також оцінки граничного формозмінення.

### 1.3.3 Напружено-деформований стан при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в отворах

В роботі [42] для визначення напружено-деформованого стану при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь, з точки зору математичної теорії пластичності, були застосовані співвідношення плоского деформованого стану.

Технологічний процес формування внутрішнього шліцьового профілю в трубних заготовках методом обтиснення матрицями на профільних оправках був розроблений в Інституті надтвердих матеріалів НАН України. Даний технологічний процес дозволяє отримувати внутрішній шліцьовий профіль карданного валу дизель-потягу ДП-2.

Основні характеристики шліцьового з'єднання втулки (рис. 1.23):  $z = 34$ ,  $m = 2,5$ , кут профілю зуба  $\alpha_0 = 30^\circ$ ,  $D = 90$  мм,  $D_2 = 78$  мм,  $h = 2,7$  мм, товщина стінки  $t = 10$  мм.

При створенні математичної моделі для розрахунку напруженого стану процес отримання шліцьового профілю розглядався як двоетапний, оскільки одночасно відбувається обтиск зовнішньої поверхні втулки матрицею, вдавлювання шліців оправки в матеріал заготовки і течія металу в міжзубовий простір оправки. Обтиснення здійснювалося інструментами-матрицями за 3 проходи.

Розв'язанню цієї задачі передувало вивчення робіт В. Л. Колмогорова [43], Г. О. Смірнова-Аляєва [22], А. Д. Томльонова [44], В. Джонсона [45]. Розв'язуючи задачу вдавлювання плоского штампа, Г. О. Смірнов-Аляєв [22] встановив, що починаючи від величини  $h \approx 0,1r$ , форма зовнішньої поверхні і зовнішні розміри області пластичної деформації, які виникають в контактній області тіла, що деформується, мало залежать від форми торця пуансона. Вже на початковому етапі вдавлювання під штампом утворюється застійна область у формі півкола, отже, Г. О. Смірнов-Аляєв рекомендує зазначену область вважати ніби продовженням пуансона.

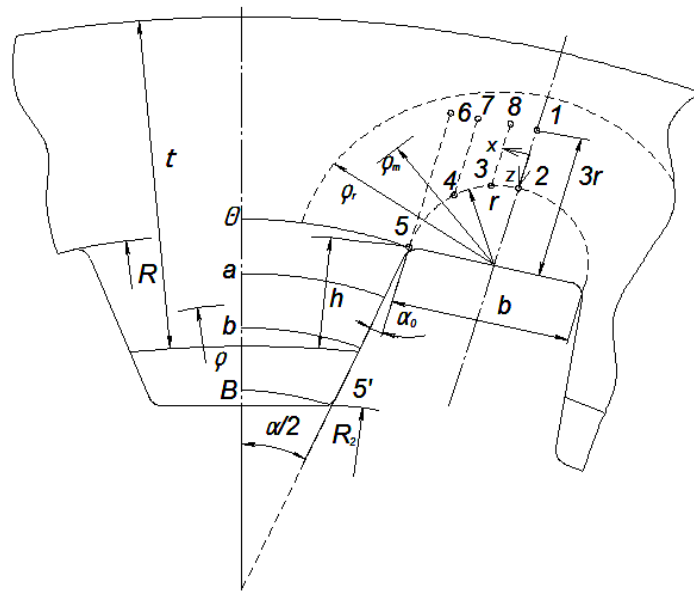


Рисунок 1.23 – Розрахункова схема для визначення напружено-деформованого стану при формуванні внутрішнього шліцьового профілю

Таким чином, розв'язання задачі вдавлювання плоского штампа, починаючи із зазначеної глибини, можливе в розгляді розв'язку задачі вдавлювання заокругленого штампа. При цьому область пластичної деформації має форму півкола із зовнішнім радіусом  $\rho_r$ , обумовленим для початкового етапу, коли відбувається інтенсивне її зростання за емпіричною залежністю [43]:

$$\rho_r = r \left[ 1,2 + 2,4 \sqrt{\left( \frac{h}{2r} + 0,5 \right)^2 + 0,25} \right]. \quad (1.30)$$

При глибині  $h \geq d$  значення  $\rho_r \approx 2,5d$ . В цій же роботі наводиться залежність накопиченої інтенсивності деформації від поточних значень  $\rho_m$  у вигляді:

$$e_u = \ln \frac{e^{\varepsilon'_i} (\rho'_r - 1)}{\bar{\rho} (e^{\varepsilon'_i} - 2) + \bar{\rho}_r - e^{\varepsilon'_i}}, \quad (1.31)$$

$$\text{де } \varepsilon'_i = \frac{h}{r}; \quad \bar{\rho}_r = \frac{\rho_r}{r}; \quad \bar{\rho} = \frac{\rho_m}{r}.$$

Відповідно до розрахунків критичної глибини вдавлювання її критичне значення для даного випадку складає  $h_{кр} = 1,45$  мм, тобто, починаючи із зазначеної величини, особливого значення набуває точність визначення напружено-деформованого стану.

Напружений стан визначали поетапно з використанням інженерного методу, ліній ковзання та методу визначення напружено-деформованого стану по розподілу твердості (методу твердості). На першому етапі розв'язано задачу стиснення смуги кінцевих розмірів. Розв'язавши систему рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{2\tau_{xz}}{h} = 0; \\ \sigma_x - \sigma_z = \sigma_u; \\ \tau_{xz} = \mu\sigma_z, \end{cases} \quad (1.32)$$

прийшли до розв'язку

$$\sigma_z = -\sigma_u \exp\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{b}{2} - x\right)\right]. \quad (1.33)$$

Для характерних точок 1–8 на різних глибинах вдавлювання визначався напружений стан, відстань  $3r$  (див. рис. 1.23) обумовлена областю розповсюдження пластичної деформації [43]. При  $t/b < 4,37$  значення коефіцієнта тертя приймали рівним  $\mu = 0,5$  [46]. Початком другого етапу вважали переміщення часток деформованого металу по стінках збіжного каналу (течію металу в міжзубовому просторі оправки). Ввівши полярну систему координат і використовуючи гіпотезу плоских перетинів, спільно розв'язали систему рівнянь:

$$\begin{cases} \frac{d\sigma_\rho}{d\rho} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_\theta}{\rho} + 2\frac{\tau_{\rho\theta}}{\rho\alpha} = 0; \\ \sigma_\rho - \sigma_\theta = \sigma_u; \\ \tau_{\rho\theta} = -\mu\sigma_\theta; \\ \sigma_u = Ae_u^n. \end{cases} \quad (1.34)$$

З умови сталості об'єму матеріалу  $e_\theta = -e_\rho$  інтенсивність деформацій визначили як

$$e_u = 1,15e_\rho = 1,15 \ln R / \rho. \quad (1.35)$$

Для запобігання наведенню громіздких формул і виведень надалі викладені тільки принципи розв'язання на певному етапі:

– при спільному розв'язанні рівнянь (1.34) одержали неоднорідне рівняння першого порядку;

– розв'язок відповідного однорідного рівняння

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} - \delta \frac{\sigma_\rho}{\rho} = 0 \quad (1.36)$$

буде:  $\sigma_\rho = c\rho^\delta, \quad (1.37)$

де  $\delta = 2\mu / \alpha$ ;

– неоднорідне рівняння розв'язали, використовуючи метод варіації довільної постійної в рівнянні (1.37):

$$\frac{d\sigma_\rho}{d\rho} = \frac{dc}{d\rho} \rho^\delta + c\delta\rho^{\delta-1}; \quad (1.38)$$

– підставляючи (1.37) в неоднорідне рівняння, одержали:

$$C = -A \times 1,15^n (1 + \delta) \int \left( \ln \frac{R}{\rho} \right)^n \times \rho^{-1-\delta} d\rho + C_1, \quad (1.39)$$

де  $A$ ,  $n$  – коефіцієнти апроксимації кривої течії (для сталі 20Х  $A = 836$  МПа,  $n = 0,246$ ). З врахуванням отриманих раніше етапних значень  $\sigma_z$  прийняли, що  $\sigma_{\rho_0} = \sigma_z$ , тоді остаточне рівняння для визначення  $\sigma_\rho$  набуло вигляду:



$$\begin{aligned} \sigma_\rho = & -A \times 1,15^n (1 + \delta) F^n R^{k \times n} \left( -\frac{\rho^{-\delta - k \times n}}{k \times n + \delta} \right) + \\ & \frac{\sigma_{\rho_0} + A \times 1,15^n (1 + \delta) F^n R^{k \times n} \times R^\delta \left( -\frac{R^{-\delta - k \times n}}{k \times n + \delta} \right)}{R^\delta}, \end{aligned} \quad (1.40)$$

де  $F$  і  $k$  – коефіцієнти лінеаризації при розв'язанні інтеграла рівняння (1.39), де  $\ln(R/\rho)$  було прийнято як  $f(R/\rho)$ .

Використовуючи принципи поетапних методів дослідження [47], накопичену інтенсивність деформації визначили підсумовуванням етапних значень:  $\sum e_u = e_{u1} + e_{u2} + e_{un}$ .

Інтенсивність напружень визначили за останнім співвідношенням рівнянь (1.34).

Задачу течії металу в збіжному каналі розв'язали за таких граничних умов: на осі симетрії  $\theta = 0$ ;  $\tau_{r\theta} = 0$ , на стінці каналу  $\theta = \alpha/2$  ( $\alpha$  – кут сходження каналу), значення  $\tau_{r\theta}$  приймалося рівним знайденим при розв'язанні крайової задачі. Компоненти тензора напружень при плоскій деформації визначали за співвідношеннями

$$\sigma_r = \sigma + k \cos 2\varphi; \quad \sigma_\theta = \sigma - k \cos 2\varphi; \quad \tau_{r\theta} = k \sin 2\varphi, \quad (1.41)$$

де  $\varphi$  – кут між віссю  $r$  і напрямком головного напруження  $\sigma_1$ ;  $k$  – інтенсивність дотичних напружень,  $k = \sigma_u / \sqrt{3}$ .

Диференційні рівняння рівноваги такі:

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{r\theta}}{r} = 0. \quad (1.42)$$

Підставляючи в диференційне рівняння (1.42) компоненти тензора напружень (1.41), отримали рівняння

$$\frac{r}{2k} \frac{\partial \sigma}{\partial r} + \cos 2\varphi \left( \frac{d\varphi}{d\theta} + 1 \right) = 0; \quad \frac{r}{2k} \frac{\partial \sigma}{\partial \theta} + \sin 2\varphi \left( \frac{d\varphi}{d\theta} + 1 \right) = 0. \quad (1.43)$$

Оскільки значення  $\varphi$  залежить тільки від  $\theta$ , то гідростатичне (середнє) напруження виражали такою формулою [48]:

$$\sigma = k \left( 1 - \varpi(\theta) + 2n \ln \frac{\rho}{R} \right), \quad (1.44)$$

де  $\varpi(\theta)$  – деяка функція від  $\theta$  і  $\varpi(0) = 0$ .

Підставляючи (1.44) в (1.43), одержали:

$$\frac{d\phi}{d\theta} = \frac{n}{\cos 2\phi} - 1; \quad \frac{d\varpi}{d\theta} = n \operatorname{tg} 2\phi. \quad (1.45)$$

Розв'язок першого з рівнянь (1.45) для додатних значень параметрів  $n$  – має вигляд

$$\theta - \theta_0 = \frac{n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left( \sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \phi \right) - \phi; \quad (1.46)$$

а другого – 
$$2(\varpi - \varpi_0) = n \ln(n - \cos 2\phi). \quad (1.47)$$

Визначення напруженого стану зводиться до визначення постійних  $\theta_0$ ,  $\omega_0$  і параметра  $n$ . Враховуючи граничні умови:

- 1) при  $\theta = 0$ ;  $\phi = 0$ ;  $\varpi = 0$ ;
- 2) при  $\theta = \alpha/2$  приймаємо  $\tau_{r\theta} = k \sin 2\phi = -\mu\sigma_\theta$ . (1.48)

Тоді визначили параметри:

$$\theta = \frac{n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left( \sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \phi \right) - \phi; \quad (1.49)$$

$$\varpi = \frac{n}{2} \ln \frac{n - \cos 2\phi}{n - 1}; \quad (1.50)$$

$$\alpha = \frac{2n}{\sqrt{n^2 - 1}} \operatorname{arctg} \left( \sqrt{\frac{n+1}{n-1}} \operatorname{tg} \phi \right) - 2\phi. \quad (1.51)$$

Алгоритм розрахунку напружень останньої стадії проводили у такій послідовності:

- з граничної умови (1.48) визначили значення  $\phi$ ;
- методом мінімізації функції (1.51) визначили параметр  $n$ ;
- використовуючи співвідношення (1.49), знайшли  $\phi$  для кожного значення  $\theta$ ;

– за співвідношенням (1.50) знайшли значення  $\varpi$ , потім за (1.44) знайшли  $\sigma$ ;

– знайшли значення компонентів тензора напружень на лініях а, б, в (див. рис. 1.23).

Відмітимо, що наведене розв'язання включає в себе синтез методів: метод характеристик, інженерний метод, а також метод твердості, що дає підстави довіряти отриманим результатам. В подальшому нами для вивчення процесу формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором буде використано розглянутий вище метод розв'язання з урахуванням специфіки нашої задачі.

#### **1.4 Оцінка деформованості заготовок в процесах холодного пластичного деформування**

Методи оцінки деформованості заготовок в процесах обробки тиском базуються на феноменологічній теорії деформованості, перевага якої перед іншими теоріями руйнування полягає в тому, що вона враховує вплив історії навантаження на інтенсивність накопичення пошкоджень. Теорія деформованості дозволяє також одержати кількісну оцінку впливу параметрів технологічного процесу на ймовірність руйнування і на основі цього раціонально використати резерви пластичності.

В основі сучасної теорії деформованості лежить гіпотеза про залежність пластичності від схеми напруженого стану, яка описується діаграмою пластичності. Діаграми пластичності в більшості теорій описують експериментальну залежність граничної деформації від показника жорсткості напруженого стану. Однак, в останніх роботах В. А. Огороднікова [21], А. А. Богатова [49], Ю. Г. Важенцева [50], С. В. Смірнова показано, що залежність пластичності від схеми напруженого стану характеризується, як мінімум, двома показниками напруженого стану. В. А. Огородніков вважає, що при об'ємному напруженому стані необхідно враховувати вплив на пластичність третього інваріанта тензора напружень. Такий підхід дозволив отримати позитивні результати при розробці ряду процесів обробки тиском, які реалізуються в умовах об'ємного напруженого стану.

Для оцінки деформованості заготовок і для технологічного забезпечення якості готових виробів необхідна інформація про історію де-

формування кожної матеріальної частинки в об'ємі заготовки. Достовірну інформацію про історію деформування можна отримати тільки після розв'язання крайової задачі теорії пластичності.

#### 1.4.1 Міра пластичності

Під пластичністю розуміють здатність металу змінювати свою форму без руйнування у вигляді макроскопічного порушення суцільності [56]. В якості міри пластичності, слідуючи визначенням А. А. Ільюшіна і Г. А. Смірнова-Аляєва, використовують накопичену до моменту руйнування пластичну деформацію:

$$e_p = \int_0^{t_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (52)$$

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

Величину  $e_p$  можна також розглядати як довжину траєкторії деформації в просторі вектора деформації.

#### 1.4.2 Інваріантні характеристики напруженого стану

Вперше фундаментальні дослідження впливу напруженого стану на пластичність металів були здійснені П. Бріджменом [51], Б. І. Беренсєвим [52, 53], Х. Пью [54] та іншими на установках високого тиску. Однак, необхідно відзначити, що тиск рідини, в якій проводяться дослідження, не є повноцінним параметром напруженого стану металу в місті руйнування, а лише частково характеризує умови його навантаження. Тому використовувати залежність пластичності від тиску для дослідження пластичності в процесах обробки тиском без додаткового аналізу не можна.

Пізніше було запропоновано різні методики визначення залежності пластичності від напруженого стану. Найбільшу популярність в технологічній механіці отримали методики, в яких напружений стан характеризують безрозмірними показниками, які визначаються через інваріанти тензора, або девіатора напружень [21, 22, 49, 50, 55–57]. Частіше всього в розрахунковій практиці використовують показник жорсткості напруженого стану:

$$\eta = \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3I_2(D\sigma)}} = \frac{3\sigma}{\sigma_u}, \quad (1.53)$$

де  $I_1(T_\sigma)$  – перший інваріант тензора напружень;  $I_2(D_\sigma)$  – другий інваріант девіатора напружень;  $\sigma = \frac{1}{3}\sigma_{ij}\delta_{ij}$  – середнє напруження;  $\sigma_{ii}$  – інтенсивність напружень.

Показник  $\eta$  введений в практику оцінки пластичності С. І. Губкіним [58], В. А. Бабічковим [59] і вперше використаний для побудови діаграм пластичності Г. А. Смірновим-Аляєвим [22]. Діаграми пластичності це експериментальні криві, які відтворюють залежність граничної деформації  $e_p$  від показника жорсткості напруженого стану  $\eta$ . Останнім часом діаграми пластичності використовуються практично всіма спеціалістами в області обробки тиском для оцінки граничного формозмінення. Однак в роботах В. А. Огороднікова [21], В. Л. Колмогорова і його учнів [49, 56, 57], Ю. Г. Важенцева [50] і ін. експериментально доказано, що однозначність залежності  $e_p$  від  $\eta$  порушується при об'ємному напруженому стані. Оскільки напружений стан характеризується трьома основними інваріантами, то вид напруженого стану можна описати двома показниками. Другий показник має залежати від третього інваріанта тензора  $T_\sigma$  чи девіатора  $D_\sigma$ . С. І. Губкіним запропоновано використовувати показник у вигляді параметра Надаї–Лоде:

$$\mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1, \quad (1.54)$$

який В. Лоде використовував для вираження  $\sigma_2$  через величини обох крайніх головних напружень:

$$\sigma_2 = \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) + \frac{\mu_\sigma}{2}(\sigma_1 - \sigma_3). \quad (1.55)$$

С. І. Губкін ввів величину  $\mu_\sigma$  для характеристики подібності девіаторів. Значення  $\mu_\sigma$  характеризує положення точки  $\sigma_2$  на діаграмі Мора і втрачає зміст тільки в випадку всебічного стиску. При фіксованому  $\mu_\sigma$  характер напруженого стану визначається з точністю до гідростатичного тиску. Тому про  $\mu_\sigma$  можна говорити як про величину, яка характеризує форму девіатора, або вид напруженого стану.

Крім показників  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  в практиці обробки металів тиском використовують багато інших безрозмірних показників або інваріантних характеристик напружено-деформованого стану. Однак показники  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  мають найбільше поширення і будуть, в основному, використовуватись в даній роботі для описання залежності пластичності від схеми напруженого стану.

### 1.4.3 Критерії руйнування

Останнім часом розвиваються критерії руйнування, в яких накладаються обмеження на деформації. Наприклад, в роботі [22] для формулювання умови руйнування Г. А. Смірновим-Аляєвим запропонований критерій

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)}, \quad (1.56)$$

де  $\psi$  – використаний ресурс пластичності, який при деформуванні без руйнування менший одиниці, при руйнуванні  $\psi = 1$ ;  $e_u = \int_0^t \dot{\varepsilon}_u d\tau$  – ступінь деформації;  $e_p(\eta)$  – діаграма пластичності.

При оцінці величини граничної деформації за (1.56) історія деформування не враховується, а граничну деформацію  $e_p$ , при якій має місце руйнування, визначають за діаграмою пластичності  $e_p(\eta)$  за відомим значенням  $\eta$ . Такий підхід в окремих випадках може призвести до значних похибок, до 30 % і більше [21].

Критерій руйнування В. Л. Колмогорова [43] має більш фундаментальне фізичне обґрунтування. При його розробці використано гіпотезу про пропорційну залежність між інтенсивністю накопичення пошкоджень і приростом ступеня деформації. Ця гіпотеза запропонована В. В. Новожиловим [5] і отримала експериментальне підтвердження для монотонного навантаження в роботах [49, 60]. Умова руйнування за В. Л. Колмогоровим записується у вигляді

$$\psi = \int_0^{t_p} V(\tau) \frac{\dot{\varepsilon}_u}{e_p(\eta(\tau))} d\tau = 1, \quad (1.57)$$

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

Використання критерію В. Л. Колмогорова в формі (1.57) практично неможливе, оскільки в літературі не наводяться дані про коефіцієнти

ент  $V(\tau)$ . Тому цей коефіцієнт приймають рівним одиниці. Тоді при простому навантаженні ( $\eta = const$ ) критерій (1.57) збігається з (1.56). Необхідно також відмітити, що критерій (1.57) аналогічний критерію А. А. Ільюшина:

$$\int_0^{t_p} \frac{d\tau}{t_r(\sigma(\tau))} = 1, \quad (1.58)$$

де  $t_r(\sigma)$  – час руйнування зразка в умовах повзучості (при сталому напруженні  $\sigma$ );  $t_p$  – час деформування до руйнування.

Критерій (1.58) побудований на основі гіпотези про справедливість лінійного закону накопичення пошкоджень при повзучості і не враховує вплив історії навантаження на інтенсивність накопичення пошкоджень.

Г. Д. Дель, В. А. Огородніков і В. Г. Нахайчук, виходячи з гіпотези про нелінійний закон накопичення пошкоджень при пластичній деформації, одержали критерій руйнування [61]:

$$\psi = \int_0^{e_p} n \frac{e_u^{n-1}}{e_p(\eta)^n} de_u = 1, \quad (1.59)$$

де 
$$n = 1 + a \frac{d\eta}{de_u}. \quad (1.60)$$

Константа  $a$  для досліджених в роботі [61] матеріалів виявилась рівною 0,2.

Експериментальна перевірка показала, що для шляхів деформування середньої і великої кривизни критерій (1.59) практично непридатний. Тому залежність (1.60) була уточнена В. А. Огородніковим і рівняння (1.60) замінено таким [21]:

$$n = 1 + a \cdot \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_u}. \quad (1.61)$$

Критерій (1.59) враховує вплив історії навантаження, а також нелінійність залежності між приростом ступеня деформації  $e_u$  і густиною пошкоджень. При  $\eta = const$  ( $d\eta/de_u = 0$ ), критерій (1.59) збігається з (1.57), і розрахунки граничних деформацій дають однакові результати. Для складних навантажень похибка при розрахунках за критерієм (1.57) перевищує 20 % [21]. Тому, при складному монотон-

ному навантаженні для оцінки ймовірності руйнування необхідно надати перевагу критерію (1.59).

Основний недолік критеріїв руйнування (1.56), (1.57) та (1.59) полягає в тому, що в них залежність пластичності від схеми напруженого стану описується діаграмою пластичності  $e_p(\eta)$ .

Останнім часом встановлено, що діаграма пластичності характеризує залежність пластичності від схеми напруженого стану тільки при лінійному та плоскому напруженому стані, а використання діаграми пластичності для оцінки деформованості при об'ємному напруженому стані приводить до похибок, які в загальному випадку важко оцінити.

Більшість дослідників вважають, що для характеристики експериментальної залежності пластичності від напруженого стану необхідно використовувати не менше двох показників напруженого стану. В. А. Огородніков вперше висунув гіпотезу про те, що на пластичність впливає третій інваріант тензора напружень  $I_3(T_\sigma)$ . Для кількісної оцінки цього впливу ним введено показник напруженого стану, який характеризує залежність пластичності від третього інваріанта тензора напружень і відрізняється від нуля тільки при об'ємному напруженому стані:

$$\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_u}. \quad (1.62)$$

У роботах [62–64] встановлено залежності пластичності металів від гідростатичного тиску. В цих роботах показано, що пластичність залежить не тільки від першого, але й від третього інваріанта тензора напружень, а також від швидкості їх зміни. Для отримання результатів залежності пластичності від гідростатичного тиску проведені досліді в камері високого тиску на циліндричних зразках зі сталі Р18, Р6М5 і Р12, які піддавали сумісному крученню та розтягу.

В камері високого тиску для задання траєкторії навантаження пропонується прийняти трьохвимірний простір, в якості координат якого обираються два безрозмірних показника напруженого стану і максимальну інтенсивність деформацій. В якості показників напруженого стану можна прийняти показники (1.53) і (1.54).



Перевага показника (1.62) в тому, що при плоскому напруженому стані  $\chi = 0$ . Залежність пластичності від схеми напруженого стану в таких випадках можна досліджувати, використовуючи феноменологічну теорію деформованості, в основі якої лежить гіпотеза про те, що ця залежність описується єдиною діаграмою пластичності  $e_p(\eta)$ , а історія навантаження задається кривими (шляхами деформування). Показник  $\chi$  зручно використовувати для оцінки об'ємного напруженого стану (при  $\chi \neq 0$ ).

В роботі [65] розглядаються різні критерії руйнування для процесів обробки металів тиском, які супроводжуються кінцевими деформаціями. Розглянемо критерій вигляду

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}_f}{F(\eta, \xi)} = 1, \quad (1.63)$$

в якому безрозмірні показники напруженого стану  $\eta = \frac{3\sigma}{\sigma_u}$  і  $\xi = \frac{27}{2} \frac{I_3}{\bar{\sigma}^3}$

відображають вплив інваріантів тензора і девіатора напружень, де  $I_3 = S_1 S_2 S_3$  – добуток трьох девіаторів напружень,  $\bar{\sigma}$  – еквівалентне напруження.

Автор роботи [64] відмічає те, що критерій (1.63) [65] є, по суті, критерієм В. Л. Колмогорова, відрізняється лише функція  $F(\eta, \xi)$ . Вважається, що накопичення пошкоджень відбувається за лінійним законом. В роботах [62, 63] в якості параметра, що враховує вплив третього інваріанту тензора напружень на пластичність, пропонується вираз виду (1.62).

В роботі [63] запропоновано будувати діаграми пластичності в координатах  $(e_p; \eta; \chi)$ , а значення граничних накопичених деформацій розраховувати за допомогою критерію, що враховує вплив інваріантів тензора і девіаторів напружень:

$$\psi = \int_0^{e^*} (1 + f) \frac{e_u^f de_u}{e_p^* [\eta(e_u)]^{1+f}} \leq 1, \quad (1.64)$$

де  $f = 0.2 \arctg \left( \frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right)$ , а  $\frac{d\eta}{de_u}$  і  $\frac{d\chi}{de_u}$  – швидкості їх зміни.

Аналіз робіт [65, 66], в яких розглянуті різні критерії руйнування, проведений автором роботи [64], показує, що в жодному з наведених критеріїв показники напруженого стану не обґрунтовані фізично. До речі, автор роботи [64] відмічає, що у вищевказаних роботах [65, 66] використовуються показники, які широко застосовуються в роботах [58, 62, 63, 67–69], без посилань на них.

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

Таким чином, все ще є актуальними експериментальні обґрунтування показників напруженого стану і історії деформування.

Основною перевагою підходу, при якому траєкторія навантаження задається в просторі безрозмірних показників, є те, що її вид однозначно визначається умовами деформування, характерними для процесу, що досліджується, і практично не залежить від механічних властивостей металу, який деформується.

В якості прикладу автором роботи [64] наведені результати розрахунку використаного ресурсу пластичності за критерієм (1.64) і критерію Г. Д. Деля, що враховує направлений характер накопичення пошкоджень [68] для процесу формоутворення внутрішнього шліцьового профілю обтиском на оправці [69]. Для вказаного процесу визначені найбільш небезпечні області, для яких розраховано використаний ресурс пластичності  $\psi$  на різних стадіях деформування заготовки.

На рис. 1.24 показані результати розрахунків  $\psi$  вздовж ліній контакту шліца оправки, а також розходження результатів обчислень  $\psi(\eta)$  і  $\psi(\chi)$  за критерієм Г. Д. Деля [68] і критерієм (1.64). Із отриманих даних випливає, що величини використаного ресурсу пластичності, розраховані з урахуванням впливу  $I_3(\Gamma_\sigma)$ , виявились більшими значень  $\psi$ , розрахованих без його врахування. При цьому величина розходження залежить від показників  $\eta$  і  $\chi$ . Із зменшенням  $\eta$  (підвищенням гідростатичного тиску) зростає вплив  $I_3(\Gamma_\sigma)$  на величину граничних деформацій.

Технологічні процеси, що розглядаються в роботі, об'єднує однотипність схеми напруженого стану (об'ємний напружений стан), а також спосіб формоутворення – холодне пластичне деформування.

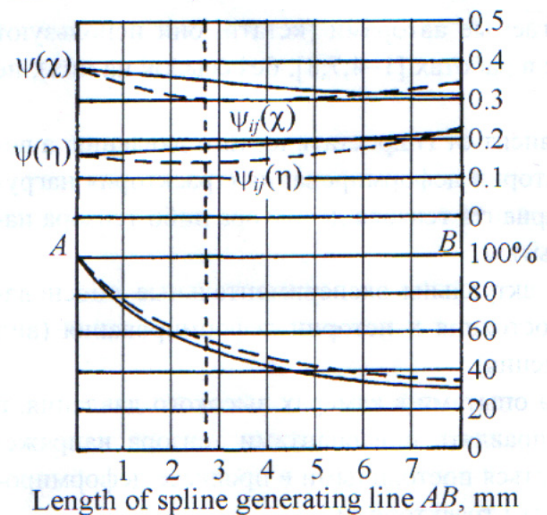


Рисунок 1.24 – Ресурс пластичності вздовж лінії контакту шліца:  
 --- розрахунок за критерієм (1.64), ---- – за критерієм [23]

Однотипність схеми напруженого стану вищевказаних технологічних процесів дає можливість їх удосконалення на основі феноменологічної теорії деформованості. В теорії деформованості використовують критерії деформованості, в основі яких покладено обмеження, що накладаються на деформації, граничне значення яких залежить від показників напруженого стану. Величину цих показників виражають через інваріанти тензора і девіатора напружень, тому однотипність процесів, що розглядаються, суттєво полегшує оцінку ресурсу пластичності в областях, найбільш близьких до руйнування.

Аналіз процесів холодного пластичного деформування з метою отримання заготовок з глухим отвором показав, що:

- якість виробів типу «стакан» з глухим отвором, отриманих на існуючих штампах для зворотного холодного видавлювання, порівняно з процесами обробки металів різанням, литтям та гарячим штампуванням, значно краща. Але основним недоліком при зворотному холодному видавлюванні у відомих штампах є велика нерівномірність деформації, особливо в кутках матриці та при контакті пуансона із заготовкою, тому необхідно розробити елемент штампу для зворотного холодного видавлювання, який дозволить усунути зазначені недоліки;

- новий технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором є по суті єдиним процесом в Україні і за її межами, що дозволяє отримувати готові вироби із рельєфною поверхнею з глухим отвором при холодній пластичній деформації, із значною економією металу. Існують недоліки, які пов'язані з тим, що ви-

сота зуба шліца не досягає 10–15 % необхідного заповнення. Крім того, залишається незрозумілим питання забезпечення якості шліцьової поверхні з точки зору несучої здатності, а також ресурсу пластичності в процесі формування шліців. Тому необхідне комплексне вивчення, дослідження і удосконалення даного процесу.

Із огляду публікацій впливає, що відомі методи розрахунків характеристик напружено-деформованого стану процесу пластичної деформації при зворотному видавлюванні виробів типу «стакан» придатні, в основному, для розрахунку енергосилових параметрів процесу. Однак інформації для оптимізації основних параметрів процесів, що попереджають бракувальні ознаки, недостатньо. Підвищення точності розрахунків напружено-деформованого стану дозволить отримати і більш точні значення навантажень на інструмент, а також закономірності їх розподілу, а відповідно і покращити якість отриманих заготовок.

Відомі діаграми пластичності будують за формулами, отриманими в припущенні Хаара–Кармана про рівність колового напруження одному із головних напружень в меридіональній площині, що впливає із розрахунку напружено-деформованого стану при розтягу циліндричних зразків в області шийки. Ця гіпотеза справедлива лише при визначенні зусиль деформування. При оцінці напружено-деформованого стану ця гіпотеза призводить до похибок невідомої величини. Тому необхідно розробити метод побудови діаграм пластичності, який би враховував особливості локалізації деформації при дослідженні матеріалів на розтяг та базувався на аналізі напружено-деформованого стану в шийці розтягнутого зразка в області локалізації деформації без долучення гіпотези Хаара–Кармана.

Із огляду методів оцінки деформованості заготовок при об'ємному напруженому стані впливає, що на сьогодні в критеріях деформованості, які використовують для оцінки ймовірності руйнування, залежність пластичності від схеми напруженого стану описується діаграмами пластичності, а історія навантаження задається плоскими кривими. Однак в роботах В. А. Огороднікова, В. Л. Колмогорова звертається увага на неточність таких критеріїв при об'ємному напруженому стані. Тому необхідні подальші дослідження деформованості заготовок при об'ємному напруженому стані.

## **2 МЕТОДИКА І МЕТОДИ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕННЯ**

### **2.1 Експериментально-розрахункові методи визначення напружено-деформованого стану (метод сіток, метод твердості)**

Експериментально-розрахункові методи дослідження напруженого стану в пластичній області різноманітні і характеризуються способами і точністю вимірів, способами математичної обробки експериментальної інформації і інтерпретації кінцевих результатів. Існуючі методи отримання інформації про процеси деформування експериментальним способом обмежуються визначенням переміщень, швидкостей течії, деформацій і деяких функцій напружень. Жоден з відомих експериментальних методів не дозволяє безпосередньо визначити напруження в довільних точках тіла, що деформується.

Найчастіше для дослідження напружено-деформованого стану в пластичній області застосовуються методи, які використовують в якості вихідної, визначену експериментально кінематику процесу. Якщо кінематика (переміщення, швидкість течії) відома, то можна визначити компоненти тензорів деформацій і швидкостей, потім ступінь деформації, а по кривій течії, або методом виміру твердості, – інтенсивність напружень. Далі, за деформаційною теорією пластичності або теорією течії можна розрахувати компоненти девіатора напружень та, інтегруючи рівняння рівноваги, гідростатичне напруження.

#### **2.1.1 Метод ділильних сіток**

На сьогодні найбільш ефективно застосовується метод ділильних (координатних) сіток для вивчення напружено-деформованого стану як на поверхні, так і у внутрішніх областях заготовок. В роботах [70–72] експериментально отримані реальні картини течії. Як методи отримання природних сіток [42, 73] можна також розглядати метод виявлення макроструктури і мікроструктурний метод.

Вперше Е. Зібелем [47] і П. О. Пашковим [73] були отримані співвідношення для розрахунку деформацій по викривленим сіткам. При достатньо малій базі першопочатково квадратна ґратка сітки приймає форму паралелограма, а кругла – форму еліпса (рис. 2.1).

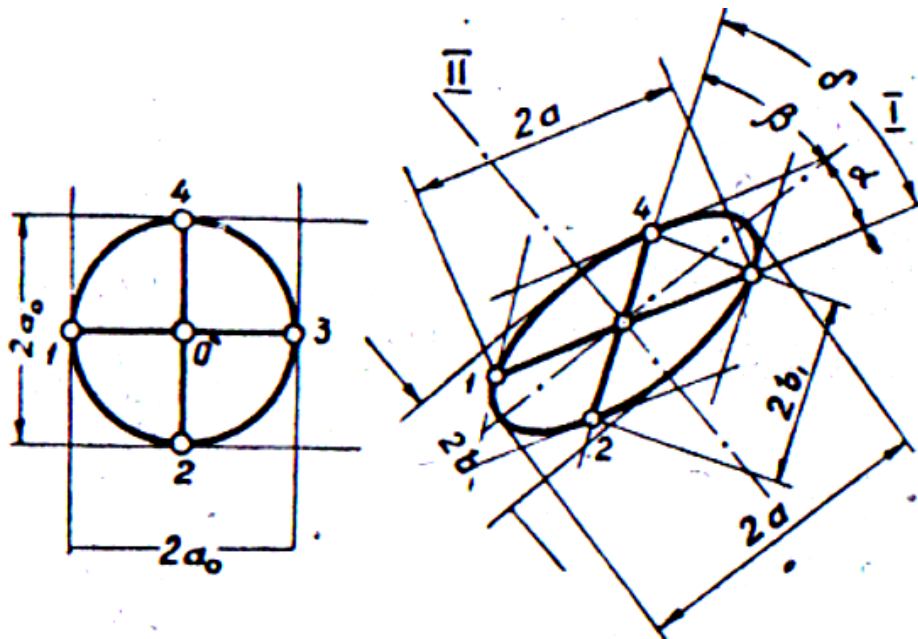


Рисунок 2.1 – Гратка (комірка) ділильної сітки до і після деформування

У випадку простого деформування, коли головні вісі протягом усього процесу збігаються з одними і тими ж матеріальними волокнами тіла, і головні компоненти тензора швидкостей деформацій мають постійні співвідношення, через головні діаметри еліпса в роботі [73] визначені головні деформації:

$$e_1 = \ln \frac{2a}{2a_0}; \quad (2.1)$$

$$e_2 = \ln \frac{2b}{2b_0},$$

і враховуючи умови постійності об'єму:

$$e_1 + e_2 + e_3 = 0. \quad (2.2)$$

Знайдено значення інтенсивності деформацій зсуву:

$$\Gamma = 2\sqrt{e_1^2 + e_2^2 + e_1 e_2}. \quad (2.3)$$

В роботах [74, 75] наведені більш загальні формули головних логарифмічних деформацій і інтенсивності деформацій для випадку, коли початкова комірка після деформування має форму паралелограма, що особливо важливо при поетапному дослідженні процесів складного формозмінення.

І. П. Ренне, узагальнивши співвідношення, отримані Е. Зібелем та П. О. Пашковим, отримав вирази для розрахунку деформацій в усій пластичній області на випадок, коли вихідна ґратка сітки має форму паралелограма. При позначеннях, показаних на рис. 2.2, головні логарифмічні деформації запропоновано визначати таким чином:

$$e_{1,2} = \frac{1}{2} \ln \left( \frac{a^2}{h^2} + \frac{b^2}{L^2} \right) \pm \sqrt{\frac{1}{4} \left( \frac{a^2}{h^2} - \frac{b^2}{L^2} \right) + \frac{a^2 b^2}{h^2 L^2} \cos^2 \delta}. \quad (2.4)$$

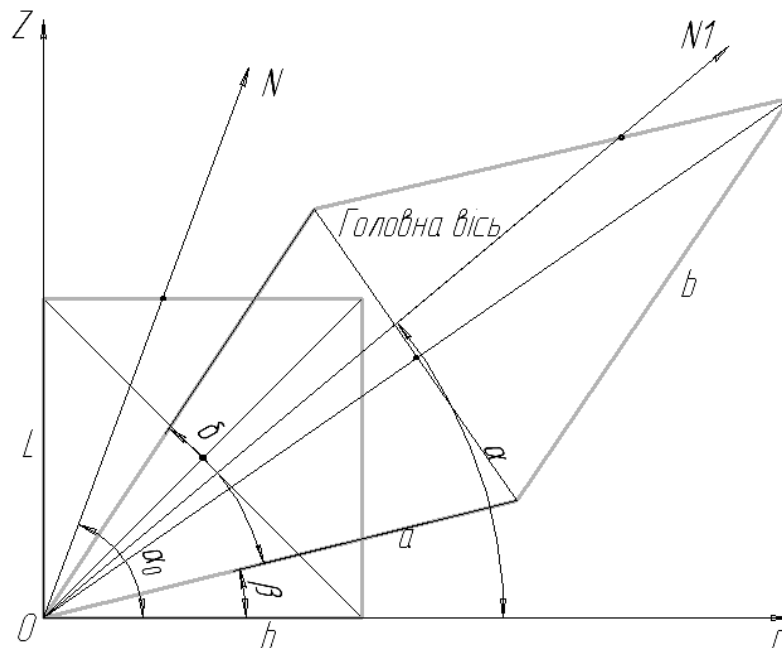


Рисунок 2.2 – Елемент ділильної сітки

Головний напрямок, що відповідає деформації  $e_1$ , утворює з віссю  $r$  кут  $\alpha$ , величину якого визначали з наступних міркувань.

Кут, що визначає вихідне положення відрізка  $ON$ , позначили через  $\alpha_0$  (див. рис. 2.2). В поточний момент деформування він збігається з напрямком головної вісі. В процесі деформування відрізок  $ON$  повертається і його дійсний напрямок після деформації визначається кутом

$$\alpha = \arctg \frac{\frac{a}{h} \sin \beta + \frac{b}{L} \sin(\delta + \beta) \operatorname{tg} \alpha_0}{\frac{a}{h} \cos \beta + \frac{b}{L} \cos(\delta + \beta) \operatorname{tg} \alpha_0}; \quad (2.5)$$

$$\alpha_0 = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \frac{\frac{a}{h} \frac{b}{L} \cos \delta}{\frac{a^2}{h^2} \frac{b^2}{L^2}}. \quad (2.6)$$

Перевага виразів (2.4), (2.5), (2.6) в тому, що при їх виведенні не була використана умова нестисливості.

В роботі [62] В. А. Огородніковим отримані співвідношення, які дозволяють зменшити трудомісткість вимірювань елементів спотвореної ділильної сітки шляхом виключення за допомогою умови нестисливості  $\frac{b}{L}$  із рівнянь (2.4), (2.5) і (2.6).

При позначеннях, показаних на рис. 2.3, головні логарифмічні деформації визначали за формулами

$$e_{1,2} = \frac{1}{2} \ln \frac{\left( \frac{a^4}{h^4} \frac{r^2}{r_0^2} \sin^2 \delta + 1 \right) \pm \sqrt{\left( \frac{a^4}{h^4} \frac{r^2}{r_0^2} \sin^2 \delta - 1 \right)^2 + \frac{a^4}{h^4} \frac{r^2}{r_0^2} \sin^2 2\delta}}{2 \frac{a^2}{h^2} \frac{r^2}{r_0^2} \sin^2 \delta}; \quad (2.7)$$

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{\frac{a}{h} \sin \beta + \frac{\sin(\delta + \beta) \operatorname{tg} \alpha_0}{\frac{r}{r_0} \frac{a}{h} \sin \delta}}{\frac{a}{h} \cos \beta + \frac{\cos(\delta + \beta) \operatorname{tg} \alpha_0}{\frac{r}{r_0} \frac{a}{h} \sin \delta}}; \quad (2.8)$$

$$\alpha_0 = \frac{1}{2} \operatorname{arctg} \frac{0.5 \frac{r}{r_0} \frac{a^2}{h^2} \sin 2\delta}{\frac{a^4}{h^4} \frac{r^2}{r_0^2} \sin^2 \delta - 1}, \quad (2.9)$$

де  $r_0$ ,  $r$  – радіуси центра ваги комірки до і після деформування;  $a$ ,  $\alpha$ ,  $\delta$ ,  $\beta$  – параметри спотвореного елемента ділильної сітки, показаного на рис. 2.3.





В роботі [83] Я. Б. Фрідманом було запропоновано за допомогою тарувального графіка за мікротвердістю визначати зсув, а по ньому – з діаграми зсуву – максимальні дотичні напруження в пластичній області.

Величину пластичної деформації за твердістю визначали М. В. Якушевич, Б. А. Вандишев, Ф. С. Савицький. За результатами експериментальних досліджень призматичного зразка на стиск з подальшим вимірюванням його твердості на різних стадіях деформування побудовано тарувальний графік в координатах «твердість – інтенсивність відносної деформації». Потім визначали розподілення твердості по пірамідці навколо відбитку конічного індентора в деформованій області. Результати були представлені у вигляді ізоліній, кожній з яких відповідала інтенсивність деформацій отримана за твердістю із тарувального графіка.

Г. А. Смірнов-Аляев, В. М. Розенберг [46] запропонували визначення за твердістю і тарувальним графіком, побудованим в умовах простих напружених станів, інтенсивності логарифмічної деформації, а по ній, беручи до уваги можливість існування єдиної кривої течії, інтенсивності напружень. В свою чергу А. М. Розенберг і Л. А. Хворостухін [84], навпаки, припускали, що твердість зв'язана безпосередньо з інтенсивністю дотичних напружень, а вже потім з точністю гіпотези про єдину криву течії – з інтенсивністю деформацій.

В Томському політехнічному інституті під керівництвом А. М. Розенберга були проведені дослідження зв'язку між твердістю і напруженнями пластичної деформації в умовах стиску, розтягу і кручення, які показують, що між октаедричними дотичними напруженнями і твердістю існує залежність [84, 85]:

$$\tau_{окт} = 0,185HV, \quad (2.10)$$

де

$$\tau_{окт} = \sigma_u \frac{\sqrt{3}}{2}. \quad (2.11)$$

Головним в експериментальному обґрунтуванні методу твердості є питання про існування єдиної кривої течії для різних напружених станів і історії пластичного деформування кривої, що пов'язує твердість із інтенсивністю напружень. Г. Д. Дель [86–88] дослідив залежність між інтенсивністю напружень і деформацій при складному напруженому стані.

Результати проведених експериментів [86–88] дозволяють з достатньою для інженерних досліджень точністю прийняти, що твердість пластично деформованого металу пов'язана із максимальною за всю історію пластичного деформування інтенсивністю напружень залежністю, єдиною для різних напружених станів і історією пластичного деформування.

Дослідженням зв'язку між твердістю, виміряною різними методами, і напруженням при випробуванні на стиск широкого кола матеріалів, встановлено, що графіки твердість – інтенсивність напружень, побудовані для різних матеріалів, не збігаються. Однак, всі вони мають загальну для заданого способу вимірювання твердості оригінальну, відповідний зв'язок між твердістю і границею текучості ідеально пластичних матеріалів [88]. Пояснюється це зменшенням зміцнення металів із зростанням деформації.

Серед відомих методів вимірювання твердості найбільш поширеними є: Брінеля, Віккерса, Роквела, Шора.

Нас надалі буде цікавити метод вимірювання твердості алмазною пірамідкою за Віккерсом [89] для дослідження напружено-деформованого стану при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь у глухих отворах методом холодного пластичного деформування.

Для вимірювання твердості алмазною пірамідкою за Віккерсом повинні виконуватись такі вимоги:

- 1) при виготовленні зразка і при підготовці його поверхні необхідно приймати міри по перешкоджанню можливості зміни властивостей металу через нагрів і наклеп;
- 2) мінімальна товщина зразка повинна бути для сталевих виробів більшою діагоналі відбитка в 1,2 рази; для виробів із кольорових металів – в 1,5 рази;
- 3) при вимірюванні твердості на криволінійних поверхнях радіус кривизни повинен бути не менше 5 мм;
- 4) прилад для вимірювання твердості повинен відповідати вимогам ГОСТ 13408 – 67 і ГОСТ 2999 – 75;
- 5) перед вимірюванням твердості проводять огляд зразків (виробів);
- 6) поверхня зразка, що досліджується, повинна мати шорсткість  $Ra < 0,16$  мкм за ГОСТ 2789 – 73 і бути вільною від окисної плівки та сторонніх речовин;

7) при вимірюванні твердості повинна забезпечуватись перпендикулярність прикладання діючого зусилля до поверхні, яка досліджується;

8) опорна поверхня столика повинна бути чистою. Зразок повинен лежати на підставці жорстко і стійко;

9) при вимірюванні твердості алмазною пірамідкою застосовуються такі навантаження: 1,0; 2,0; 5,0; 10,0; 20,0; 30,0; 50,0; 100,0 кгс;

10) плавне підвищення навантаження до необхідного значення;

11) підтримування постійно прикладеного навантаження протягом встановленого часу;

12) тривалість витримки під навантаженням повинна складати 10–15 с;

13) відстань між центром відбитка і краєм зразка, чи краєм сусіднього відбитка повинна бути не меншою 2,5 довжини діагоналі відбитка.

Твердість за Віккерсом (HV) розраховують за формулою

$$HV = \frac{2P \cdot \sin \frac{\alpha}{2}}{d^2} = 1,854 \frac{P}{d^2}, \quad (2.12)$$

де  $P$  – навантаження, кгс;  $\alpha$  – кут між протилежними гранями піраміди при вершині, рівний  $136^\circ$ ;  $d$  – середнє арифметичне значення довжин двох діагоналей відбитку після зняття навантаження, мм.

Для визначення твердості за Віккерсом беруть середнє арифметичне значення довжин двох діагоналей (рис. 2.4).

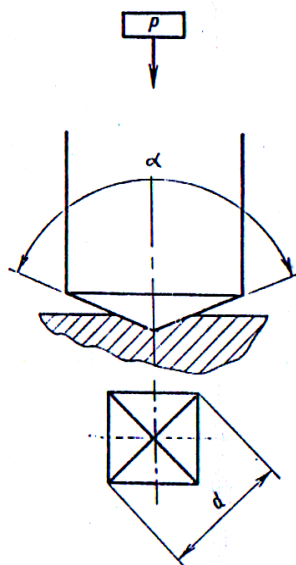


Рисунок 2.4 – Схема до розрахунку твердості за Віккерсом

Різниця діагоналей одного відбитку не повинна перевищувати 2 % від меншої з них. Для анізотропних матеріалів різниця довжин двох діагоналей одного відбитку, що ми отримали, може не вкладатись у вказаний допуск. Твердість за Віккерсом позначається символом HV і має розмірність згідно з ГОСТ 2999 – 75 кгс/мм<sup>2</sup>. Основними параметрами в вимірюванні твердості за Віккерсом є навантаження і час витримки. Твердість за Віккерсом, розрахована за формулою (2.12), в залежності від довжини діагоналі відбитку при стандартних значеннях навантаження  $P$ , наведена у ГОСТі [89].

Твердість як властивість матеріалу при дослідженні пластичної деформації нас зазвичай не цікавить, вона при цьому відіграє роль проміжного параметра, який одразу ж виключається за допомогою тарувального графіка.

## 2.2 Побудова діаграм пластичності

Універсальними термомеханічними характеристиками, від яких залежить пластичність металів, є швидкість деформації, температура, вигляд (схема) напруженого стану, історія деформування, градієнт деформації і ін.

Відомі діаграми пластичності, що є по суті однією із механічних характеристик матеріалу, будують в координатах – накопичена інтенсивність деформацій до моменту руйнування (далі будемо називати її граничною деформацією –  $\varepsilon_p$ ) – показник напруженого стану ( $\eta$ ) [21, 22, 90, 91].

Враховуючи визначення А. А. Ільюшина і Г. А. Смірнова-Аляєва, граничну деформацію визначають за формулою

$$\varepsilon_p = \int_0^{\tau_p} \dot{\varepsilon}_u d\tau, \quad (2.13)$$

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

Останнім часом віддають перевагу показникам напруженого стану, до яких входять інваріанти тензора напружень чи їх функції. Такими є:

– показник С. І. Губкіна [92]:

$$\alpha_1 = \frac{\sigma}{\sqrt{3}\tau_u} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{3}\tau_u}, \quad (2.14)$$

де  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – головні напруження;  $\tau_u$  – інтенсивність дотичних напружень;

– показник В. А. Бабічкова:

$$P = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{I_1(T_\sigma)}{\sqrt{3}I_2(D_\sigma)} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{2}\sigma_u}; \quad (2.15)$$

– показник В. Л. Колмогорова:

$$K = \frac{I_1(T_\sigma)}{3\sqrt{I_2(D_\sigma)}} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sqrt{3}\sigma_u}; \quad (2.16)$$

– показник Г. А. Смірнова-Аляєва [22]:

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_u}, \quad (2.17)$$

де  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – головні напруження;  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень.

Як правило, діаграми пластичності будують за результатами трьох видів випробувань: на стиск, зсув, розтяг з подальшою апроксимацією.

При стиску  $\eta = -1$ , тому що  $\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -\sigma_{ст}$ . Граничну деформацію розраховують за формулою

$$\varepsilon_p = \ln \frac{h_0}{h} = 2 \ln \frac{d}{d_0}, \quad (2.18)$$

де  $h_0, h$  – висота циліндричного зразка до і після осадки;  $d_0, d$  – діаметр циліндричного зразка до і після осадки.

При зсуві  $\eta = 0$ , оскільки  $\sigma_1 = \tau, \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -\tau$ . Граничну деформацію розраховують за формулою

$$\varepsilon_p = \frac{tg\gamma}{\sqrt{3}}, \quad (2.19)$$

де  $\gamma$  – кут, який вимірюють між повздовжньою рисою, нанесеною до дослідження, і дотичною, проведеною до неї після дослідження поблизу злому.

При розтягу  $\eta = 1$ , оскільки  $\sigma_1 = \sigma_{рост}, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ . Граничну деформацію розраховують за формулою

$$\varepsilon_p = 2 \ln \frac{d_0}{d_u}, \quad (2.20)$$

де  $d_0$  – діаметр робочої частини зразка до деформування;  $d_{ш}$  – діаметр по шийці розірваного зразка.

При розтягу зразків із матеріалів, руйнуванню яких передує утворення шийки, показник  $\eta$  розраховують за формулою Н. Н. Давіденкова і Н. І. Спиридонової [30]:

$$\eta = 1 + \frac{3d_{ш}}{4R}, \quad (2.21)$$

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

Можливий також розрахунок показника напруженого стану за формулою, отриманою П. Бріджменом [51]:

$$\eta = 1 + 3 \ln \left( 1 + \frac{d_{ш}}{4R} \right). \quad (2.22)$$

Апроксимації діаграм пластичності, отримані в результаті випробування зразків на стиск, кручення і розтяг, представлені в роботах [88, 62]. В. А. Огородніковим для апроксимації діаграм пластичності в роботах [21, 62, 93] було введено коефіцієнти чутливості показника напруженого стану до схеми напруженого стану. За апроксимацією В. А. Огороднікова

$$\varepsilon_p = \varepsilon_p(\eta = 0) \exp(-\lambda_i \cdot \eta), \quad (2.23)$$

де  $\varepsilon_p(\eta = 0)$  – гранична деформація при зсуві (крученні);  $\lambda_i$  – відповідно:

$$\lambda_1 = \ln \frac{\varepsilon_p(\eta = 0)}{\varepsilon_p(\eta = 1)} \quad (2.24)$$

– коефіцієнт чутливості пластичності до зміни схеми напруженого стану в області показника  $1 \geq \eta \geq 0$ ;

$$\lambda_2 = \ln \frac{\varepsilon_p(\eta = -1)}{\varepsilon_p(\eta = 0)} \quad (2.25)$$

– коефіцієнт чутливості пластичності до зміни схеми напруженого стану в області показника  $0 \geq \eta \geq -1$ .

Як було зазначено в роботах [21, 30, 51, 62, 88], в області зміни показника  $0 \leq \eta \leq 1$  спостерігається аномальне підвищення граничної де-

формації, зумовлене її локалізацією. Тому розрахунок показника напруженого стану  $\eta$  і граничної деформації  $\varepsilon_p$  потребують уточнень.

### **2.3 Уточнений розрахунок параметрів напружено-деформованого стану в області локалізації деформації при розтягу.**

#### **Особливості побудови діаграм пластичності в області локалізації деформації при розтягу**

При розтягу циліндричних зразків із матеріалів, руйнуванню яких передують втрата стійкості пластичного деформування (утворення шийки), виникає низка проблем, пов'язаних зі строгим визначенням:

– накопиченої інтенсивності деформації до моменту руйнування (граничної деформації) –  $\varepsilon_p$  (2.20);

– показника напруженого стану –  $\eta$  – відношення середнього напруження до інтенсивності напружень (2.21), (2.22).

Розрахунок показника напруженого стану проводять за формулою, отриманою на основі розв'язання задачі про напружений стан в шийці, що запропонували Н. Н. Давіденков і Н. І. Спиридонова [30].

Вказані формули (2.20), (2.22) отримані в припущенні Хаара–Кармана про рівність колового напруження одному із головних напружень в меридіональній площині. Як показано в роботі [62], ця гіпотеза справедлива лише при визначенні деформуючих зусиль. При оцінці напружено-деформованого стану ця гіпотеза призводить до помилок невідомої величини.

Строгий розрахунок  $\eta$  і  $\varepsilon_p$  при розтягу зразків, що утворюють шийку, дозволить встановити шлях деформування частинок матеріалу від початку втрати стійкості до повного руйнування зразка. Як відомо, шлях деформування (швидкість зміни  $\eta$  і  $\varepsilon_u$ ) впливає на граничну до руйнування накопичену інтенсивність деформацій.

Як впливає із результатів розрахунків (рис. 2.5), гранична деформація, визначена за діаметром шийки в місці розриву, є завищеною, і для деяких матеріалів досягає величини, що перевищує навіть величину  $\varepsilon_p$  при зсуві,  $\varepsilon_p(\eta = 1) \geq \varepsilon_p(\eta = 0)$ , в той час, як згідно з іншими експериментами, із зростанням  $\eta$  пластичність знижується. Це не пов'язано зі зміною схеми напруженого стану в шийці. Оскільки в цій



області виникає тривісний розтяг, то показник  $\eta$  зростає, що повинно було б привести до зниження пластичності.

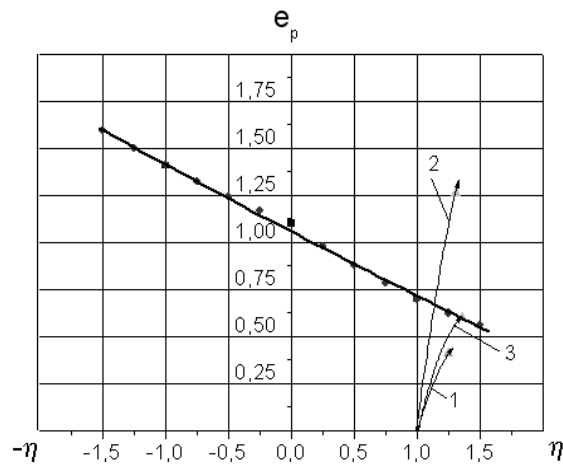


Рисунок 2.5 – Діаграма пластичності сталі Ст3 і шляхи деформування 1, 2, 3 частинок матеріалу: шлях 1 відповідає розтягу зразка до появи критичної стійкої деформації; шлях 2 – розтягу зразка до повного його руйнування; шлях 3 – появи макротріщини перед руйнуванням зразка

Вказане аномальне підвищення пластичності може бути пов'язане, на наш погляд, з трьома факторами. Одним із них є вплив градієнта деформації на пластичність.

В роботі [94] показано, що при інших рівних умовах (при незмінності показника напруженого стану) пластичність росте. А також показано, що якщо  $grad \varepsilon_u$  змінюється в межах від 0 до 0,06, то пластичність зростає на  $\Delta \varepsilon_u = 0,15$ .

Є підстави припускати, що в області шийки градієнт деформації може спричинити вплив на зростання пластичності.

Другим фактором, що може спричинити вплив на підвищення пластичності в області шийки, є швидкість зміни показника напруженого стану, іншими словами історія деформування.

Так, в роботі [62] показано, що при  $\frac{d\eta}{d\varepsilon_u} > 0$ , пластичність зростає,

а при  $\frac{d\eta}{d\varepsilon_u} < 0$  пластичність знижується.

Причину цього аномального підвищення пластичності варто також шукати в самому характері руйнування. Найбільш високим  $\eta$  бу-

ває в центрі шийки на вісі зразка. Відповідно до цього макротріщина зароджується саме в цьому місці.

Н. Н. Малінін [26] в своїй роботі показав рентгенівський знімок шийки алюмінієвого круглого зразка (див. рис. 1.21) безпосередньо перед руйнуванням, при цьому спостерігається в центрі перерізу макротріщина, яка не дійшла до країв контуру перерізу. Тому розрахунок граничної деформації за формулою (2.20) некоректний.

Відповідно до проведених спостережень [95] деформація, визначена за діаметром шийки в момент її зародження, значно нижча визначеної за цим же діаметром після розриву зразка. Тому дослідження на розтяг дозволяють отримувати достатньо достовірні дані лише в тих випадках, коли перед руйнуванням не утворюється розвинена шийка. В зв'язку з цим, для більш строгого визначення граничної деформації при розтягу зразків, руйнуванню яких передують втрата стійкості пластичного деформування, необхідно мати експериментальні дані про розвиток і накопичення пошкоджень і виявлені моменту, що передують спонтанному розвитку макротріщини.

Згідно з вищесказаним, у першу чергу необхідно сформувати технологічний паспорт досліджуваного матеріалу. Нами був вибраний для експериментів матеріал сталь Ст3, оскільки цей метал пластичний через невеликий вміст вуглецю, і на зразках при розтягу добре видно утворення шийки.

В теорії обробки металів тиском, де розглядаються великі пластичні деформації (кінцеві деформації) таких стандартних механічних характеристик, як границя текучості –  $\sigma_{0,2}$ , границя пружності –  $\sigma_{пр}$ , границя пропорційності –  $\sigma_{пц}$ , границя міцності –  $\sigma_b$ , а також характеристик пластичності – відносне залишкове видовження –  $\delta = \frac{l_i - l_0}{l_0} \cdot 100 \%$ , відносне залишкове звуження –  $\psi_{ш} = \frac{A_0 - A_{ш}}{A_0} \cdot 100 \%$  (табл. 2.1, 2.2), далеко недостатньо для опису механіки процесів обробки металів тиском.

Універсальними механічними характеристиками матеріалів є функції матеріалу, які відображають властивості матеріалу в залежності від ступеня деформації (здатність до зміцнення), схеми напруженого стану, історії деформування.

Таблиця 2.1 – Характеристики матеріалу (СТАНДАРТНІ)

Ме-тал	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>Ni</i>	<i>S</i>	<i>P</i>	<i>Cr</i>	<i>N</i>	<i>Cu</i>	<i>As</i>	<i>HV</i> , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi_{ш}$ , %
Сталь Ст 3	0,14– 0,22	0,05– 0,15	0,4– 0,65	до 0,3	до 0,05	до 0,04	до 0,3	0,008	до 0,3	до 0,08	НВ 111– 156	200	400	26	55

Таблиця 2.2 – Характеристики матеріалу (ДОСЛІДНІ)

Ме-тал	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>Ni</i>	<i>S</i>	<i>P</i>	<i>Cr</i>	<i>N</i>	<i>Cu</i>	<i>As</i>	<i>HV</i> , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi_{ш}$ , %
Сталь Ст 3	0,14– 0,22	0,05– 0,15	0,4– 0,65	до 0,3	до 0,05	до 0,04	до 0,3	0,008	до 0,3	до 0,08	1191	276,4	405,7	20,9	71,8

Базуючись на відомих методиках [26, 62, 86], побудовані такі функції матеріалу:

1. Крива течії матеріалу в координатах «інтенсивність напружень  $\sigma_u$ , інтенсивність деформацій  $e_u$ » (рис. 2.6).

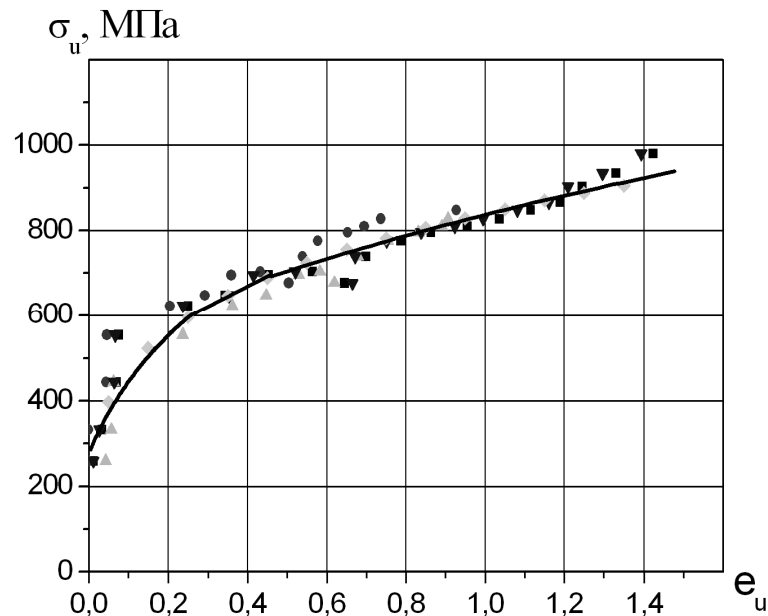


Рисунок 2.6 – Крива течії сталі Ст3

● – експериментальні дані випробувань на стиск,  
 ———— апроксимація згідно з рівнянням (2.26))

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

$$\sigma_u = A e_u^n, \quad (2.26)$$

де  $A$ ,  $n$  – коефіцієнти апроксимації. Для даного матеріалу коефіцієнти апроксимації  $A = 840$  МПа,  $n = 0,249$ .

2. Діаграма пластичності в координатах «граничний ступінь накопиченої інтенсивності деформації до моменту руйнування  $e_p$ » показник напруженого стану  $\eta$ , який дорівнює відношенню середнього напруження до інтенсивності напружень (рис. 2.7).

Суцільна лінія, показана на рис. 2.7, побудована згідно з апроксимацією (2.23)–(2.25), запропонованою В. А. Огородніковим (табл. 2.3).

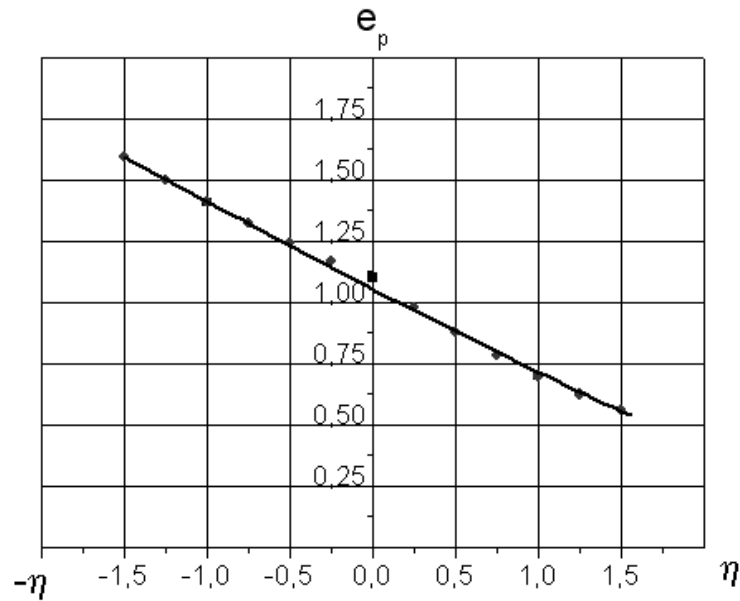


Рисунок 2.7 – Діаграма пластичності сталі Ст3

Таблиця 2.3 – Експериментальні дані пластичності сталі Ст3 при різних показниках  $\eta$ , а також значення коефіцієнта  $\lambda_i$

№ п/п	Матеріал	Граничні деформації			Коефіцієнти	
		$e_p(\eta=1)$	$e_p(\eta=0)$	$e_p(\eta=-1)$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
1	сталь Ст3	0,697	1,098	1,408	0,454	0,249

Статистичну обробку результатів експерименту проводили з урахуванням нормального закону розподілу випадкових величин.

Середньоарифметичне значення величини граничної деформації  $e_p$  при  $\eta = 0$  визначали за формулою

$$\langle e_p \rangle = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n e_{p_i}, \quad (2.27)$$

де  $n$  – кількість вимірів,  $n = 6$ .

$$\text{Тоді } \langle e_p \rangle = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n e_{p_i} = \frac{0,899 + 1,27 + 1,098 + 1 + 0,95 + 0,98}{6} = 1,03.$$

Емпіричну дисперсію розраховували за формулою

$$D = \frac{\sum_{i=1}^n (\langle e_p \rangle - e_{p_i})^2}{(n-1)}, \quad (2.28)$$

де  $D = 0,0178$ .

Середньоквадратичне відхилення

$$\sigma = \sqrt{D} \quad (2.29)$$

при  $\sigma = 0,134$ .

Дійсне значення вимірюваної величини  $e_p$  визначали з надійністю  $\mathcal{P} = 0,95$ . За заданою надійністю  $\mathcal{P} = 0,95$  і кількістю вимірів  $n = 6$  знаходили множник  $t(\mathcal{P}, k)$  по таблиці, яка наведена в роботі [96], що складена за допомогою розподілу Стюдента. Розподіл Стюдента залежить від одного параметра  $k$ , який називається числом ступенів вільності. Для наведеної задачі число ступенів вільності  $k$  зв'язане з кількістю вимірювань  $n$  співвідношенням  $k = n - 1$ . За табличними даними множник дорівнює  $t(0,95; 5) = 2,571$ . Довірчий інтервал дійсного значення  $e_p$  отримали у вигляді

$$|e_p - \langle e_p \rangle| < t(\mathcal{P}, k) \frac{\sigma}{\sqrt{k}}; \quad (2.30)$$

$$|e_p - \langle e_p \rangle| = |e_p - 1,03| < 2,571 \frac{0,134}{\sqrt{5}} = 0,154.$$

Таким чином, з надійністю 0,95 можна вважати, що значення  $e_p$  належить інтервалу (0,876; 1,184).

Аналогічно розраховували значення  $e_p$  при  $\eta = -1$ . Довірчий інтервал дійсного значення  $e_p$  отримали у вигляді  $|e_p - \langle e_p \rangle| = |e_p - 1,41| < 2,571 \frac{0,047}{\sqrt{5}} = 0,054$ . Значення  $e_p$  належить інтервалу (1,356; 1,464).

Розраховували значення  $e_p$  при  $\eta = 1$ . Довірчий інтервал дійсного значення  $e_p$  отримали у вигляді  $|e_p - \langle e_p \rangle| = |e_p - 0,65| < 2,571 \frac{0,045}{\sqrt{5}} = 0,0517$ . Значення  $e_p$  належить інтервалу (0,598; 0,702).

На рис. 2.8 зображена діаграма пластичності сталі Ст3 та її довірчі інтервали.

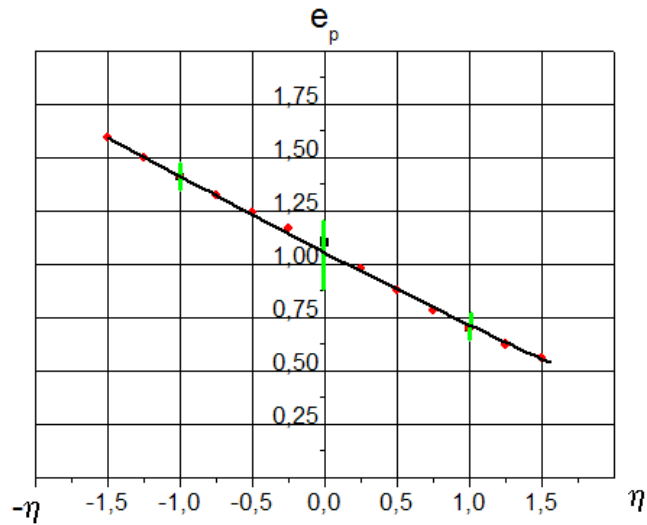


Рисунок 2.8 – Діаграма пластичності сталі Ст3 і її довірчі інтервали

3. Градувальний (тарувальний) графік – твердість в залежності від інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій  $HV = f(\sigma_u, \epsilon_u)$  (рис. 2.9).

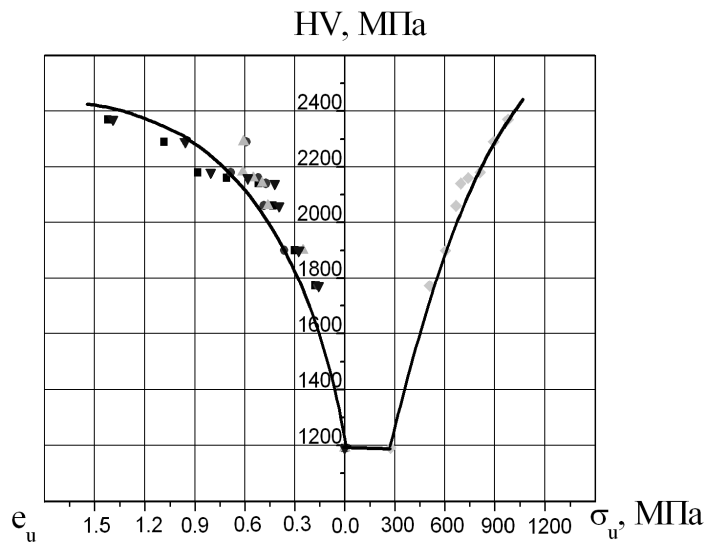
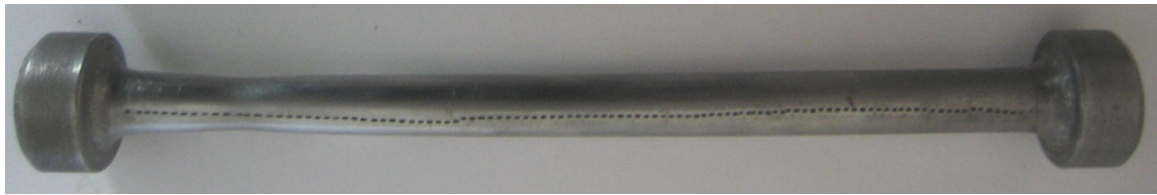
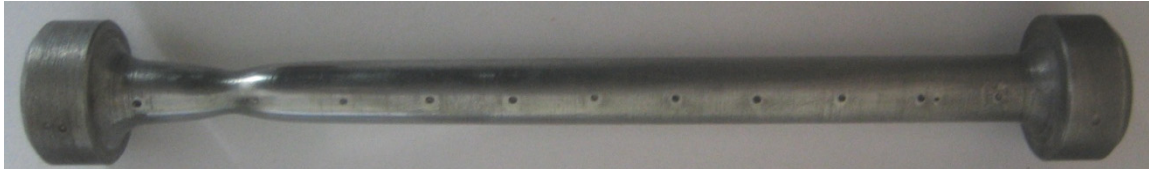


Рисунок 2.9 – Градувальний графік сталі Ст3

Для більш точної оцінки величин  $\eta$  і  $\epsilon_p$  провели експерименти, суть яких зводиться до розтягу трьох зразків із маловуглецевої сталі Ст3 до різних ступенів деформації (зр. № 1 –  $\epsilon_1 = 2,56 \%$ ; зр. № 2 –  $\epsilon_2 = 15,92 \%$ ; зр. № 3 –  $\epsilon_3 = 20,92 \%$ ) з вимірюванням всіх геометричних параметрів шийки (рис. 2.10).



а)



б)



в)

Рисунок 2.10 – Зразки із маловуглецевої сталі Ст3, здеформовані до різних ступенів деформації  
а) зр. № 1, б) зр. № 2; в) зр. № 3

Для розрахунку показника напруженого стану –  $\eta$  – необхідна інформація про поточний радіус кривизни меридіонального перерізу шийки зразка  $R$  (2.22). Однак визначення  $R$  практично не висвітлено в літературі, тому нами запропонована методика його розрахунку:

$$R = \frac{l^2 + 4h^2}{8h}, \quad (2.31)$$

де  $h$  – глибина впадини шийки;  $l$  – хорда.

Отримавши експериментальні дані по розтягу трьох зразків із маловуглецевої сталі Ст3 для різних ступенів деформації розрахували три значення  $R$  (табл. 2.4).

Таблиця 2.4 – Експериментальні дані

№ зразка	$l$ , мм	$h$ , мм	$d_{ш}$ , мм	$d_{ст}$ , мм	$R$ , мм
3 (10)	12	1.675	5.1	8	11.58
2 (11)	14	1.1	6.1	8	22.82
1 (13)	16	1	7.7	8.45	34



Таким чином, маючи значення  $d_{ш}$  і  $R$  при різних степенях деформації, побудували графік  $\nu(d)$  (рис. 2.11). Для зручності використання графіка і формул ввели позначення:  $\nu = \frac{1}{R}$  – кривизна в меридіональному перерізі в місці утворення шийки.

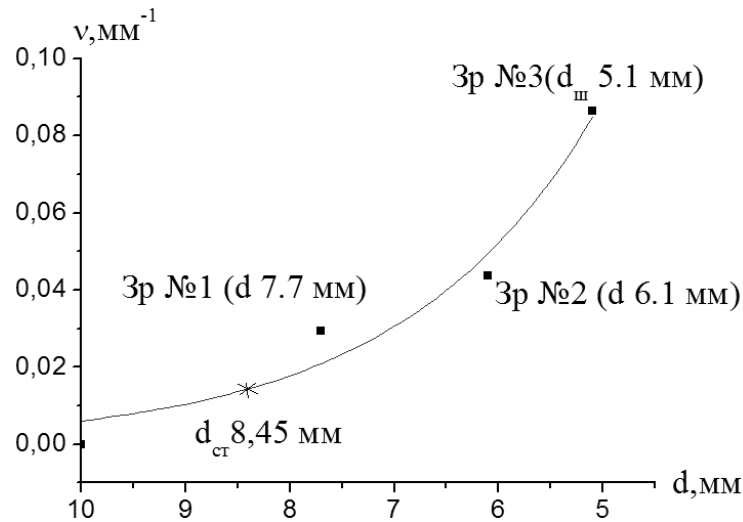


Рисунок 2.11 – Залежність кривизни меридіонального перерізу зразка від діаметра в місці утворення шийки

Отримана експоненціальна залежність:

$$\nu = D \cdot \exp\left(-\frac{d_{ш}}{f}\right), \quad (2.32)$$

де  $D = 1,318 \text{ мм}^{-1}$ ;  $f = 1,86 \text{ мм}$ ;  $d_{ш}$  – діаметр зразка в місці утворення шийки, мм.

Така залежність дозволяє визначити  $\nu$  в будь-який момент деформування, вимірявши лише діаметр зразка  $d_{ш}$  в місці шийкоутворення.

Вказані експерименти дозволяють також оцінити значення  $d_{ш}$  в формулах (2.20) і (2.22). Таким чином, при розрахунку  $\varepsilon_p$  і  $\eta$  в формули (2.20) і (2.22) необхідно підставляти значення діаметра, який визначають в момент зародження макротріщини. В подальшому цю величину будемо позначати  $d_{кр}$ .

Величина  $d_{кр}$  відповідає моменту зародження макротріщини.

Згідно з експериментальними даними

$$d_{кр} = \frac{d_{ш} + d_{см}}{2,22}, \quad (2.33)$$

де  $d_{ш}$  – діаметр по шийці зруйнованого зразка;  $d_{см}$  – діаметр циліндричного зразка в місці рівномірної стійкої деформації.

Відповідно, з урахуванням механізму утворення тріщини в шийці (2.33) і розрахунку  $\nu$  (2.32), формула (2.22) буде мати вигляд

$$\eta = 1 + 3 \ln \left( 1 + \frac{d_{кр}}{4} \cdot \nu \right). \quad (2.34)$$

Граничну деформацію  $\varepsilon_p$  пропонується розраховувати за формулою

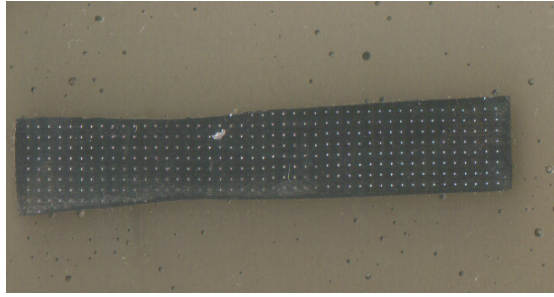
$$\varepsilon_p = 2 \ln \frac{d_0}{d_{кр}}, \quad (2.35)$$

чи підставивши (2.33) в (2.35):

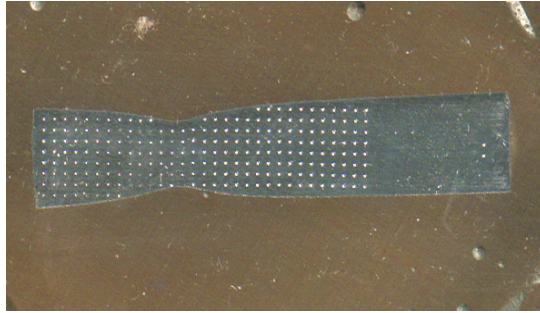
$$\varepsilon_p = 2 \ln \frac{d_0 \cdot 2,22}{(d_{ш} + d_{см})}. \quad (2.36)$$

Для вивчення розподілення інтенсивності напружень і деформацій в перерізі зразків, zdeформованих до різного степеня, їх розрізали по меридіональній площині вздовж вісі і отримані поверхні заливали в спеціальній обоймі епоксидним клеєм, потім їх шліфували та полірували до шорсткості  $R_a < 0,16$  мкм (ГОСТ 2789 –73) і вимірювали твердість за Віккерсом HV на приладі ТП – 7Р – 1 під навантаженням 50 Н з витримкою 12,5 с (згідно з методикою, див. п. 2.1.2), як показано на рис. 2.12а–в.

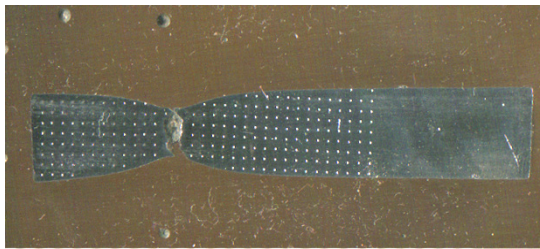
Після побудови графіків розподілення твердості будували ізолінії (ізосклери) рівних твердостей. Згідно з градувальним графіком (рис. 2.9) в кожній точці zdeформованої області визначали інтенсивність напружень і інтенсивність деформацій (рис. 2.13–2.15).



а)



б)



в)

Рисунок 2.12 – Вимірювання твердості на циліндричних зразках із маловуглецевої сталі Ст3, zdeформованих до різних ступенів деформації  
а) зр. № 1, б) зр. № 2; в) зр. № 3

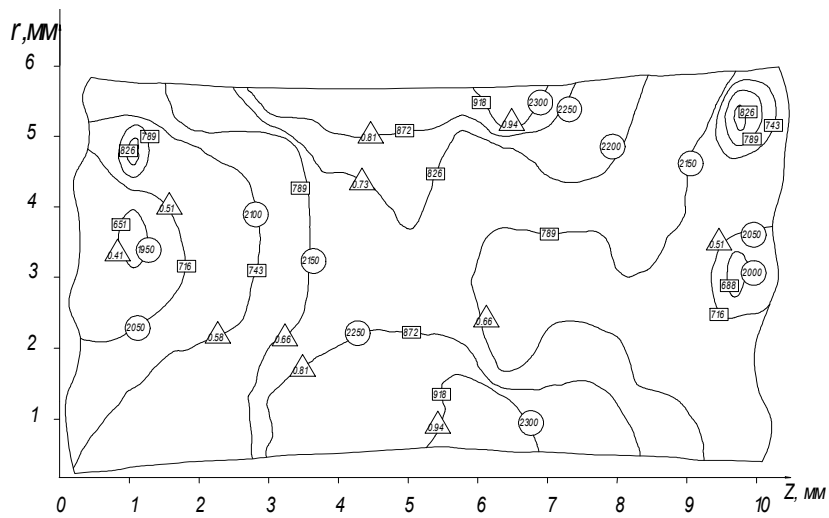


Рисунок 2.13 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $(HV)$  (МПа), інтенсивність напружень  $-\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій  $-\epsilon_u$  в меридіональному перерізі зразка № 1

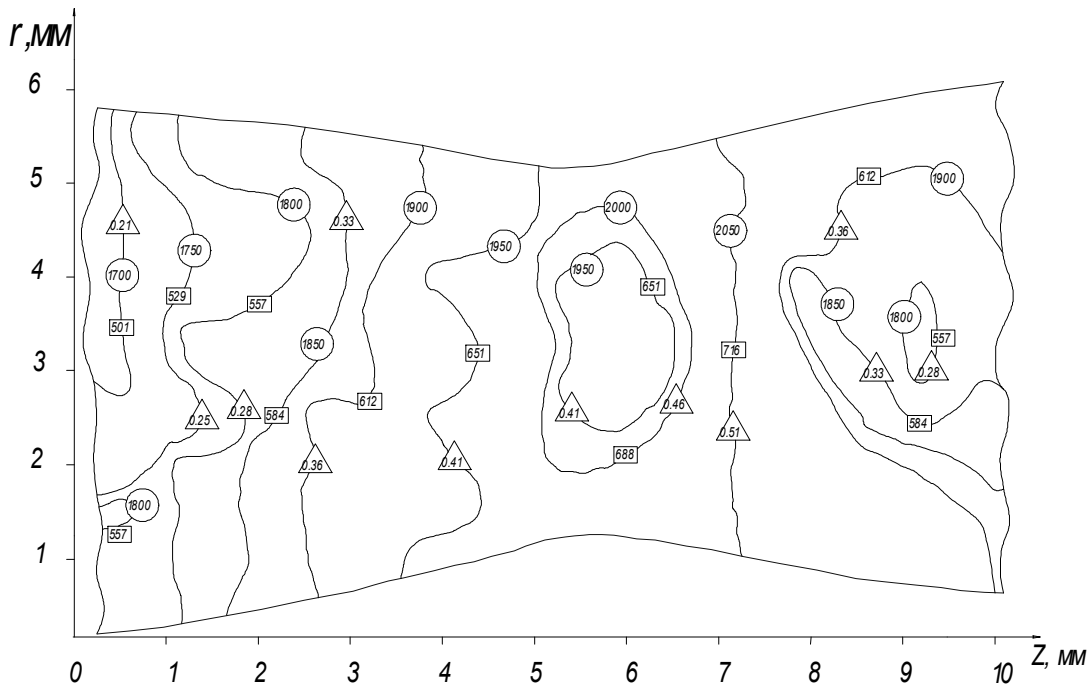


Рисунок 2.14 – Ізолінії (ізокслери) твердості  $\text{HV}$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_{II}$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_{II}$  в меридіональному перерізі зразка № 2

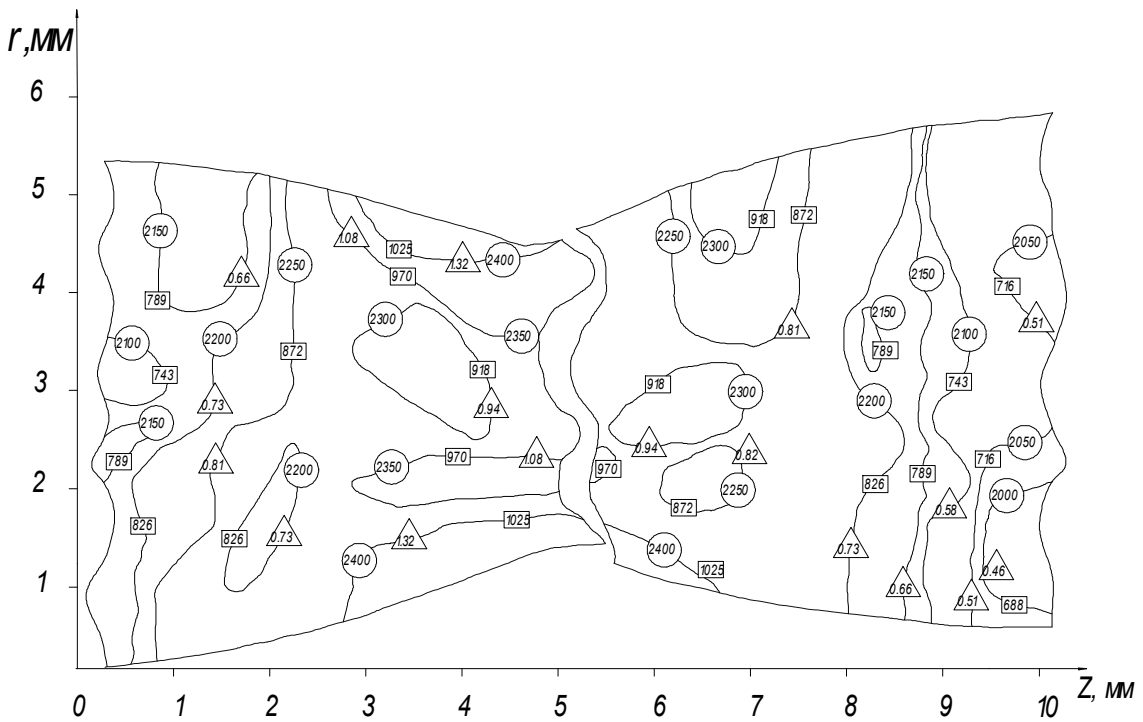
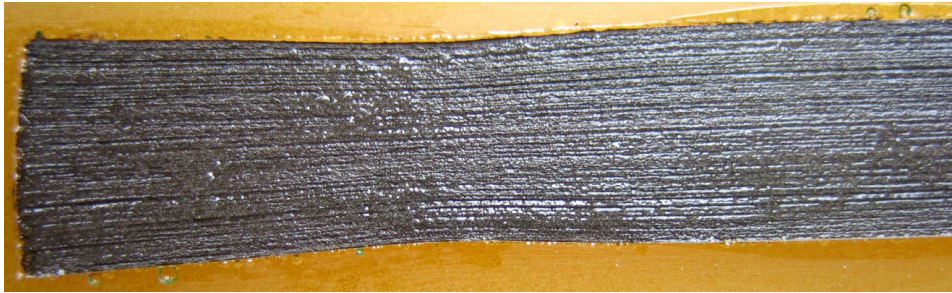


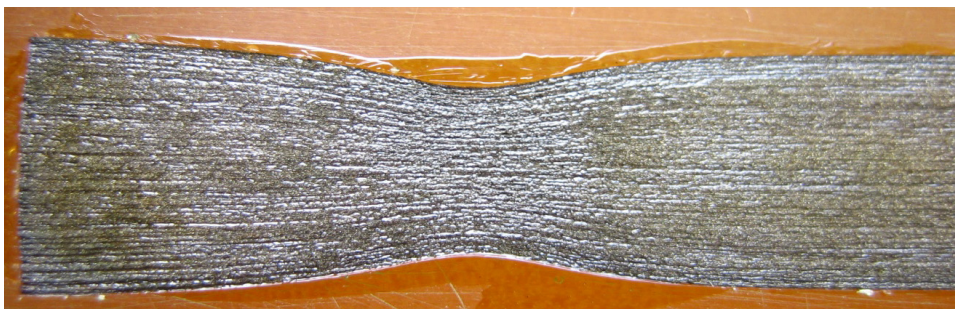
Рисунок 2.15 – Ізолінії (ізокслери) твердості  $\text{HV}$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_{II}$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_{II}$  в меридіональному перерізі зразка № 3

Для визначення компонент тензора напружень, без використання гіпотези Хаара–Кармана, залиті зразки повторно шліфували та полірували до шорсткості  $R_a < 0,16$  мкм і піддавали травленню.

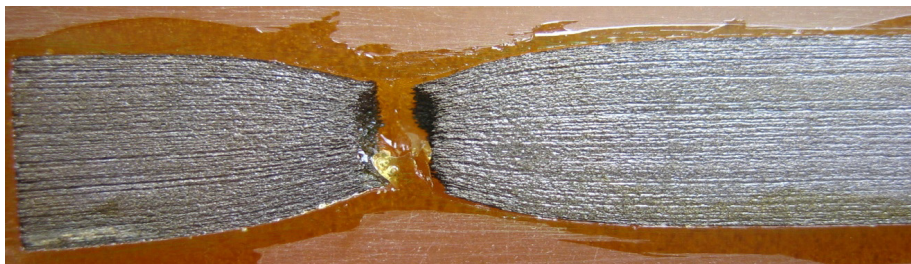
Макроволокниста структура (рис. 2.16), отримана травленням поверхні меридіональної площини деформованих зразків, 50 %-м водним розчином соляної кислоти при температурі  $t = 80$  °С, протягом 45 хвилин [97].



а)



б)



в)

Рисунок 2.16 – Макроволокниста структура в перерізі циліндричних зразків із маловуглецевої сталі Ст3, здеформованих до різних ступенів деформації  
а) зр. № 1, б) зр. № 2; в) зр. № 3

За отриманими повздовжніми волокнами, використовуючи методику, запропоновану В. А. Огородніковим в роботі [98], відновили поперечні лінії «природної» ділильної сітки, попередньо збільшивши

в 20 разів фотографії меридіонального перерізу з повздовжніми волокнами.

Поле деформацій розраховували за допомогою прийомів, запропонованих І. П. Ренне [99] і В. А. Огородніковим (див. п. 2.1.1.). Параметри деформованої сітки заміряли на збільшеній в 20 разів фотографії меридіонального перерізу.

Ступінь деформації розраховували за формулою

$$e_u = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{e_1^2 + e_2^2 + e_1 e_2} . \quad (2.37)$$

При розробці експериментально-розрахункового методу визначення напружено-деформованого стану в циліндричних зразках zdeформованих до різних ступенів деформації було використано роботи Г. Д. Деля та В. А. Огороднікова [21, 88]. Прийнята гіпотеза, що кінематика процесу пластичного деформування мало залежить від характеру зміни металу, що деформується [21].

Компоненти девіатора напружень  $(S_1, S_2, S_3)$  для сталей заготовок визначали за формулою

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{e_u} e_{ij} . \quad (2.38)$$

Поточні значення інтенсивності напружень  $\sigma_u$  для заданого ступеня деформації  $e_u$  визначали за кривою течії  $\sigma_u(e_u)$  для сталі Ст 3 (див. рис. 2.6).

Розраховували  $S_\varphi, S_r, S_z$  – компоненти девіатора напружень в циліндричній системі координат.

$$\begin{aligned} S_r &= S_1 \cdot \cos^2 \alpha + S_2 \cdot \sin^2 \alpha; \\ S_z &= S_1 \cdot \sin^2 \alpha + S_2 \cdot \cos^2 \alpha; \\ \tau_{rz} &= \frac{S_1 - S_2}{2} \sin 2\alpha, \end{aligned} \quad (2.39)$$

де  $\alpha$  показує головний напрямок деформації  $e_1$ .

Методика розрахунку компонент тензора напружень полягає в наступному.

Гідростатичне напруження  $\sigma$  визначається шляхом інтегрування диференціальних рівнянь рівноваги, які при вісесиметричній деформації мають вигляд:

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

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

При цьому також використовується інтегральне рівняння рівноваги

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

де  $R$  – радіус тіла, що деформується;  $P$  – зусилля, яке визначається при деформуванні досліджуваного тіла;

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

де  $(\sigma_r)_A = 0$  – радіальне напруження в точці А границі (рис. 2.17).

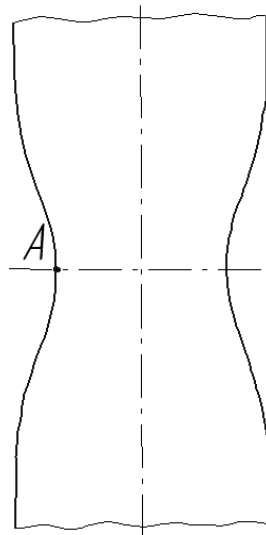


Рисунок 2.17 – Схема до розрахунку напружень

Осьове і колове напруження, відповідно, дорівнюють:

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

$$\sigma_{\phi} = S_{\phi} + \sigma_r - S_r.$$

Показник напруженого стану, відповідно, дорівнює:

$$\eta = \frac{\sigma_r + \sigma_z + \sigma_{\phi}}{\sigma_u}. \quad (2.45)$$

Розроблено метод розрахунку напружено-деформованого стану в шийці зразка при розтягу, що враховує об'ємність схеми напруженого стану. Метод є експериментально-розрахунковим і базується на методі виявлення волокнистої макроструктури і вимірюванні твердості металу, що деформується.

Розроблено метод побудови діаграм пластичності, що враховує особливості локалізації деформації при дослідженні матеріалів на розтяг.

Експериментальним шляхом виявлено і підтверджено, що початок руйнування в шийці зразка при розтягу відбувається в центрі ваги меридіонального перерізу, а повному відриву в області шийки передують поява макротріщини. Вищевказані обставини приводять до необхідності оцінки граничного ступеня деформації при побудові діаграми пластичності дослідженням на розтяг не за формулою (2.20), а за запропонованою нами (2.36). Крім того, оцінку показника напруженого стану варто проводити не за (2.22), а згідно з (2.34), що враховує низку факторів (історію деформування, градієнт деформації, початок руйнування).



### 3 НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН І ДЕФОРМОВАНІСТЬ ЗАГОТОВОК В УМОВАХ ЗВОТНОГО ВИДАВЛЮВАННЯ ПРИ ФОРМУВАННІ ЦИЛІНДРИЧНИХ ВИРОБІВ ТИПУ «СТАКАН» З ГЛУХИМ ОТВОРОМ

#### 3.1 Математична модель процесу зворотного видавлювання

Як вже відмічалось в п. 1.3.2, методи визначення напружено-деформованого стану в задачах вісесиметричного пластичного формозмінення базуються, головним чином, на наближених методах, які дозволяють отримати верхню або нижню оцінки енергосилових параметрів процесів обробки тиском.

Для оцінки деформованості заготовок при зворотному видавлюванні необхідно мати інформацію про напружено-деформований стан та закон його зміни в процесі формозмінення у пластичній області. Нами отримано наближений розв'язок крайової задачі теорії пластичності для процесу видавлювання циліндричного пуансона з плоским торцем в заготовку, розміщену у циліндричній матриці. При цьому використано підхід [40]. Напружено-деформований стан є вісесиметричним, тому рівняння рівноваги мають вигляд:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_\rho}{\partial \rho} + \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial Z} + \frac{\sigma_\rho - \sigma_z}{\rho} &= 0; \\ \frac{\partial \tau_{\rho z}}{\partial \rho} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial Z} + \frac{\tau_{\rho z}}{\rho} &= 0, \end{aligned} \tag{3.1}$$

де  $\sigma_\rho$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_\theta$  – нормальні напруження, відповідно, на осях  $\rho$ ,  $z$ ,  $\theta$ ;  $\tau_{\rho z}$  – дотичне напруження.

Співвідношення між напруженнями і швидкостями деформацій:

$$\begin{aligned} \sigma_\rho - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_u \dot{\epsilon}_\rho}{\dot{\epsilon}_u}; \\ \sigma_\theta - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_u \dot{\epsilon}_\theta}{\dot{\epsilon}_u}; \\ \sigma_z - \sigma &= \frac{2}{3} \frac{\sigma_u \dot{\epsilon}_z}{\dot{\epsilon}_u}; \\ \tau_{\rho z} &= \frac{1}{3} \frac{\sigma_u \dot{\gamma}_{\rho z}}{\dot{\epsilon}_u}, \end{aligned} \tag{3.2}$$

де  $\dot{\varepsilon}_\rho, \dot{\varepsilon}_\theta, \dot{\varepsilon}_z$  – швидкості лінійних деформацій по осях  $\rho, \theta, z$  відповідно;  $\dot{\gamma}_{\rho z}$  – швидкість деформації зсуву;  $\sigma = \frac{1}{3} \sigma_{ij} \delta_{ij}$  – середнє напруження;  $\sigma_u$  – інтенсивність напружень:

$$\sigma_u = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_\rho - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\rho)^2 + 6\tau_{\rho z}^2}. \quad (3.3)$$

Компоненти швидкостей деформацій визначаються із співвідношень:

$$\dot{\varepsilon}_\rho = \frac{\partial v_\rho}{\rho}, \quad \dot{\varepsilon}_\theta = \frac{v_\rho}{\rho}, \quad \dot{\varepsilon}_z = \frac{\partial v_z}{\partial z}, \quad \dot{\gamma}_{\rho z} = \frac{\partial v_z}{\partial \rho} + \frac{\partial v_\rho}{\partial z}, \quad (3.4)$$

де  $v_\rho, v_\theta, v_z$  – компоненти вектора швидкості переміщення точки.

Інтенсивність швидкостей деформацій визначається за формулою

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{\left(\dot{\varepsilon}_\rho - \dot{\varepsilon}_\theta\right)^2 + \left(\dot{\varepsilon}_\theta - \dot{\varepsilon}_z\right)^2 + \left(\dot{\varepsilon}_z - \dot{\varepsilon}_\rho\right)^2 + \frac{3}{2} \dot{\gamma}_{\rho z}^2}. \quad (3.5)$$

В пластичній області виконується рівняння нестисливості

$$\frac{\partial v_\rho}{\partial \rho} + \frac{v_\rho}{\rho} + \frac{\partial v_z}{\partial z} = 0. \quad (3.6)$$

В першому наближенні розглядатимемо ідеально-пластичне тіло:

$$\sigma_u = \sigma_T. \quad (3.7)$$

До числа невідомих параметрів, які необхідно визначити, відносяться також форма і розміри області пластичних деформацій, які, в свою чергу, залежать від співвідношення діаметра матриці  $D$  і діаметра пуансона  $d$ . Осередок пластичних деформацій представлений у вигляді двох областей (рис. 3.1).

Область I – кільцева область з границями  $1 < \rho \leq (R/r)$ . Область II – циліндрична область під пуансоном з границями  $0 < \rho < 1$ , де  $R$  – радіус матриці,  $r$  – радіус пуансона.

В подальшому для спрощення викладень всі лінійні розміри віднесено до радіуса пуансона.

Схема напруженого стану в області I близька до схеми, яка має місце в трубі навантаженій внутрішнім і зовнішнім тиском. В області II напружено-деформований стан близький до напружено-деформованого стану при осадці з боковим підпором.

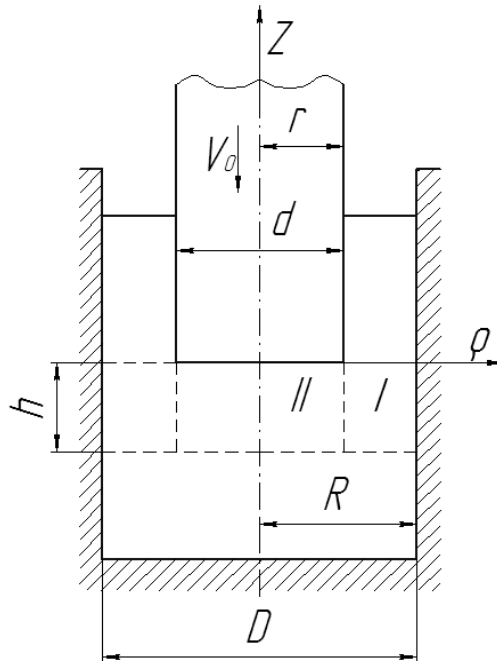


Рисунок 3.1 – Розрахункова схема зворотного видавлювання

При розв’язанні задачі будемо використовувати наступні граничні умови. На верхній границі області пластичних деформацій ( $z = 0$ ).

$$v_z = -v_0 \text{ при } 0 \leq \rho < 1;$$

$$v_z = \frac{v_0}{\frac{R^2}{r^2} - 1} \text{ при } 1 \leq \rho \leq (R/r). \quad (3.8)$$

На осі симетрії  $\rho = 0$ ,  $v_\rho = 0$ .

На стінці матриці  $\rho = R/r$ ,  $v_\rho = 0$ . (3.9)

### 3.1.1 Визначення компонент тензора швидкостей деформацій

Прийmemo, що в області I вертикальна складова швидкості переміщення частинки матеріалу  $v_z$  залежить від координати  $z$  лінійно [40]:

$$v_z = A(z + \varphi), \quad (3.10)$$

де  $A$  – стала;  $\varphi = \varphi(\rho)$  – функція від  $\rho$ .

В області II  $v_z$  має сталі значення на верхній і нижній границях області пластичних деформацій. Виходячи із цього, можна допустити, що в цій області  $v_z$  не залежить від координати  $\rho$ .

$$v_z = B\Omega, \quad (3.11)$$

де  $B$  – стала;  $\Omega = \Omega(z)$  – функція від  $z$ ;  $\varphi = \varphi(\rho)$ ,  $\Omega = \Omega(z)$  – функції, які за своєю будовою близькі до функцій току.

Швидкість радіального переміщення визначимо із рівняння (3.6) таким чином. З урахуванням (3.10) знаходимо:

$$\frac{\partial v_z}{\partial z} = A. \quad (3.12)$$

Із (3.6) і (3.12) отримуємо:

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} (\rho v_\rho) = -A. \quad (3.13)$$

Оскільки при  $\rho = R/r$ ,  $v_\rho = 0$ , то розв'язок рівняння (3.13) має вигляд:

$$v_\rho = -\frac{A}{2} \rho + \frac{A R^2}{2 r^2 \rho}. \quad (3.14)$$

Тоді для компонент тензора швидкостей деформацій отримаємо, враховуючи (3.4) і (3.14):

$$\dot{\varepsilon}_\rho = -\frac{A}{2} - \frac{A R^2}{2 r^2} \cdot \frac{1}{\rho^2}; \quad (3.15)$$

$$\dot{\varepsilon}_\theta = -\frac{A}{2} + \frac{A R^2}{2 r^2} \cdot \frac{1}{\rho^2}; \quad (3.16)$$

$$\dot{\varepsilon}_z = A; \quad (3.17)$$

$$\dot{\gamma}_{\rho z} = A \frac{\partial \varphi}{\partial \rho} = A \varphi'. \quad (3.18)$$

Використовуючи (3.5) та (3.15)–(3.18), для інтенсивності швидкостей деформацій в I області отримаємо:

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{A}{\sqrt{3}} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\varphi')^2}. \quad (3.19)$$

Аналогічно для області II:

$$v_\rho = -\frac{B}{2} \rho \frac{\partial \Omega}{\partial z} + \frac{c}{\rho}, \quad (3.20)$$

оскільки при  $\rho = 0$  на осі симетрії  $v_\rho = \infty$ , то стала  $c$  в рівнянні (3.20) дорівнює нулю ( $c = 0$ ).

Компоненти тензора швидкостей деформацій в області II дорівнюють:

$$\dot{\varepsilon}_\rho = -\frac{B}{2} \frac{\partial \Omega}{\partial z}; \quad \dot{\varepsilon}_\theta = -\frac{B}{2} \frac{\partial \Omega}{\partial z}; \quad \dot{\varepsilon}_z = B \frac{\partial \Omega}{\partial z}; \quad \dot{\gamma}_{\rho z} = -\frac{B}{2} \rho \frac{\partial^2 \Omega}{\partial z^2}. \quad (3.21)$$

Якщо прийняти, аналогічно з роботою [41], що:

$$\Omega = e^{\int u dz}, \quad (3.22)$$

де  $u = u(z)$  – функція від  $z$ , то для інтенсивності швидкостей деформацій згідно з (3.5) і (3.21) будемо мати:

$$\dot{\varepsilon}_u = \frac{B e^{\int u dz}}{2\sqrt{3}} \sqrt{12u^2 + \rho^2(u^2 + 1)^2}. \quad (3.23)$$

### 3.1.2 Визначення компонент тензора напружень

Враховуючи (3.2), (3.15)–(3.18), отримаємо такі вирази для компонент тензора напружень у I області:

$$\sigma_\rho = \sigma - \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^2} + 1}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\varphi')^2}}; \quad (3.24)$$

$$\sigma_\theta = \sigma + \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^2} - 1}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\varphi')^2}}; \quad (3.25)$$

$$\sigma_z = \sigma + \frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} \frac{1}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\varphi')^2}}; \quad (3.26)$$

$$\tau_{\rho z} = -\frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \frac{\varphi'}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\varphi')^2}}. \quad (3.27)$$

Аналогічно для області II отримаємо:

$$\sigma_\rho = \sigma_\theta = \sigma + \frac{4\sigma_T}{\sqrt{3}} \cdot \frac{u}{2\sqrt{3}u + \sqrt{12u^2 + (u^2 + 7)^2}}; \quad (3.28)$$

$$\sigma_z = \sigma + \frac{8\sigma_T}{\sqrt{3}} \cdot \frac{u}{2\sqrt{3}u + \sqrt{12u^2 + (u^2 + 1)^2}}; \quad (3.29)$$

$$\tau_{\rho z} = -\frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\rho(u^2 + 1)}{2\sqrt{3}u + \sqrt{12u^2 + (u^2 + 1)^2}}. \quad (3.30)$$

При отриманні формул (3.28)–(3.30) середнє арифметичне значення інтенсивності швидкостей деформацій знаходиться в межах  $0 < \rho < 1$ .

$$\langle \dot{\varepsilon}_u \rangle = \frac{\dot{\varepsilon}_u(1) + \dot{\varepsilon}_u(0)}{2} = \frac{B\varepsilon^{\int u dz} (2\sqrt{3}u + \sqrt{12u^2 + (u^2 + 1)^2})}{4\sqrt{3}}. \quad (3.31)$$

Підставимо значення  $\sigma_\rho$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_\theta$  і  $\tau_{\rho z}$  – із (3.24)–(3.27) та (3.28)–(3.30) в рівняння рівноваги (3.1). Інтегрування цих рівнянь дає розподіл дотичних напружень в пластичній області.

В області I:

$$\tau_{\rho z} = -\frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \left( \frac{c_1 \rho}{2} + \frac{c_2}{\rho} \right). \quad (3.32)$$

В області II:

$$\tau_{\rho z} = \frac{2\sigma_T}{\sqrt{3}} \rho (c_3 z + c_4). \quad (3.33)$$

Довільні сталі інтегрування знайдемо таким чином. На стінці матриці:

$$\rho = R/r, \quad \tau_k = -\mu\sigma_m, \quad (3.34)$$

а на поверхні розділу областей I і II –

$$\rho = 1, \quad \tau_{\rho z} = \sigma_m/2, \quad (3.35)$$

де  $\mu$  – коефіцієнт тертя;  $\tau_k$  – дотичне напруження в області контакту.

З урахуванням (3.34) і (3.35) формула (3.32) буде мати вигляд:

$$\tau_{\rho z} = \frac{\sigma_T}{2\left(\frac{R^2}{r^2} - 1\right)} \left[ \frac{\frac{R^2}{r^2} + 2\mu\frac{R}{r}}{\rho} - \left(1 + 2\rho\frac{R}{r}\right)\rho \right]. \quad (3.36)$$

Як видно із рівняння (3.33),  $\tau_{\rho z}$  залежить від  $\rho$  лінійно і досягає максимального значення на поверхні розділу між областями I і II ( $\rho = 1$ ). Прийmemo, що

$$\text{при } z = 0, \rho = 1, \tau_{\rho z} = -\frac{\sigma_T}{2}; \quad (3.37)$$

$$\text{при } z = -h/r, \rho = 1, \tau_{\rho z} = \frac{\sigma_T}{2},$$

тоді рівняння (3.33) буде мати вигляд:

$$\tau_{\rho z} = -\sigma_T \rho \left( \frac{h}{r} z + \frac{1}{2} \right). \quad (3.38)$$

Із розв'язання системи диференціальних рівнянь (3.1) отримаємо також розподіл нормальних напружень в області пластичних деформацій.

В області I:

$$\sigma_\rho = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu\frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z + \frac{2}{\sqrt{3}} \int \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \partial \rho \right] + c_5; \quad (3.39)$$

$$\sigma_z = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu\frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z + \frac{2}{\sqrt{3}} \int \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \partial \rho + \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \right] + c_5; \quad (3.40)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu\frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z - \frac{2}{\sqrt{3}} \int \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \partial \rho + \frac{2 \frac{R^2}{r^2 \rho^2}}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \right] + c_5. \quad (3.41)$$

В області II:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{\rho} = \sigma_T \frac{r \rho^2}{h} + f(z); \quad (3.42)$$

$$\sigma_z = \sigma_T \left[ \frac{r \rho^2}{h} + \frac{3}{16} \left( 2 \frac{r}{h} z + 1 \right) - 1 \right] + f(z). \quad (3.43)$$

Для визначення сталої  $c_5$  припустимо, що  $\sigma_z$  дорівнює нулю в точках верхньої границі області пластичних деформацій, де дорівнює нулю також і дотичне напруження  $\tau_{\rho z}$ . Таким чином:

$$\text{при } \rho = \rho_0, z = 0, \sigma_z = 0, \quad (3.44)$$

$$\text{де } \rho_0 = \sqrt{\frac{\frac{R^2}{r^2} + 2\mu \frac{R}{r}}{1 + 2\mu \frac{R}{r}}} - \text{радіус поверхні, на якій } \tau_{\rho z} = 0.$$

З урахуванням (3.44) отримаємо розподіл  $\sigma_{\rho}$  в області I:

$$\sigma_{\rho} = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu \frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z + \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{\rho_0}^{\rho} \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \partial \rho - \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho_0^4} + 3 + (\phi')^2}} \right]. \quad (3.45)$$

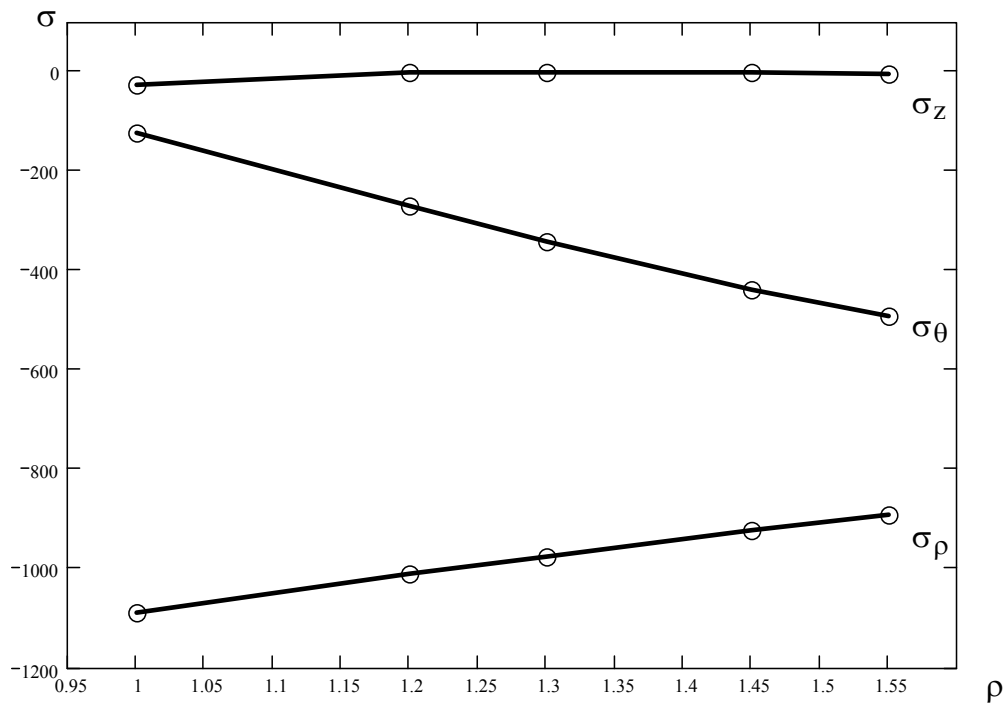
Враховуючи (3.24), (3.25) і (3.26), отримаємо такі вирази для напружень  $\sigma_{\theta}$  і  $\sigma_z$ :

$$\sigma_{\theta} = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu \frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z + \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{\rho_0}^{\rho} \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \partial \rho - \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho_0^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho_0^4} + 3 + (\phi')^2}} + \frac{2 \frac{R^2}{r^2 \rho^2}}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho} + 3 + (\phi')^2}} \right]; \quad (3.46)$$



$$\sigma_z = \sigma_T \left[ \frac{1 + 2\mu \frac{R}{r}}{\frac{R^2}{r^2} - 1} z + \frac{2}{\sqrt{3}} \int_{\rho_0}^{\rho} \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^3}}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} d\rho - \right. \\ \left. - \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho_0^2} + 3}{\sqrt{3} \sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho_0^4} + 3 + (\phi')^2}} + \frac{\frac{R^2}{r^2 \rho^2} + 3}{\sqrt{\frac{R^4}{r^4 \rho^4} + 3 + (\phi')^2}} \frac{1}{\sqrt{3}} \right]. \quad (3.47)$$

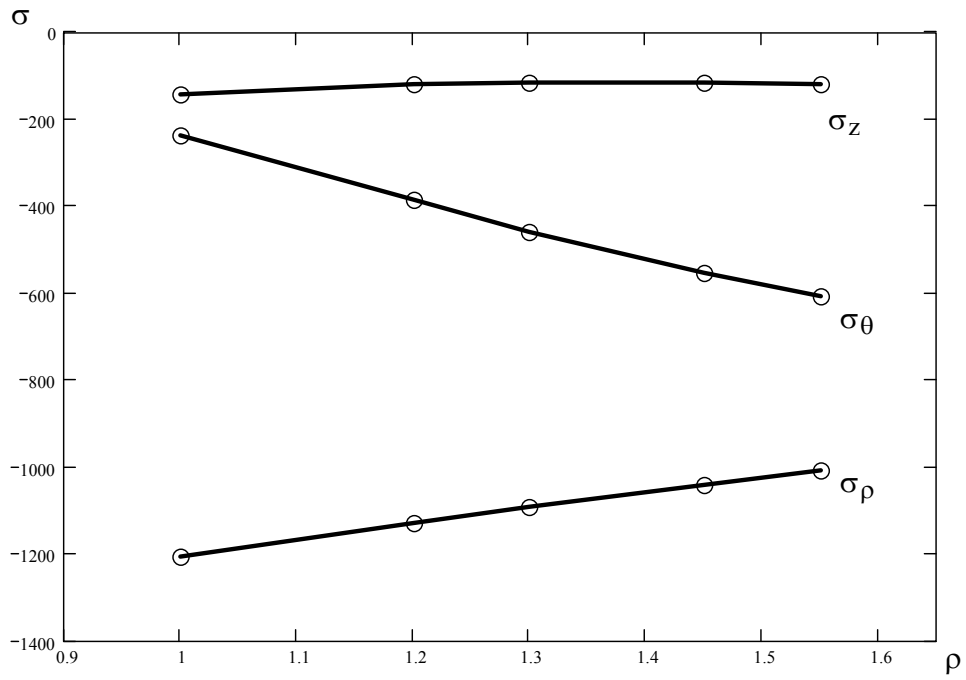
Результати розрахунків компонент тензора напружень наведені на рис. 3.2, 3.3. В першому наближенні вважали, що  $\phi(\rho)$  є сталою величиною, тому  $\phi' = 0$ .



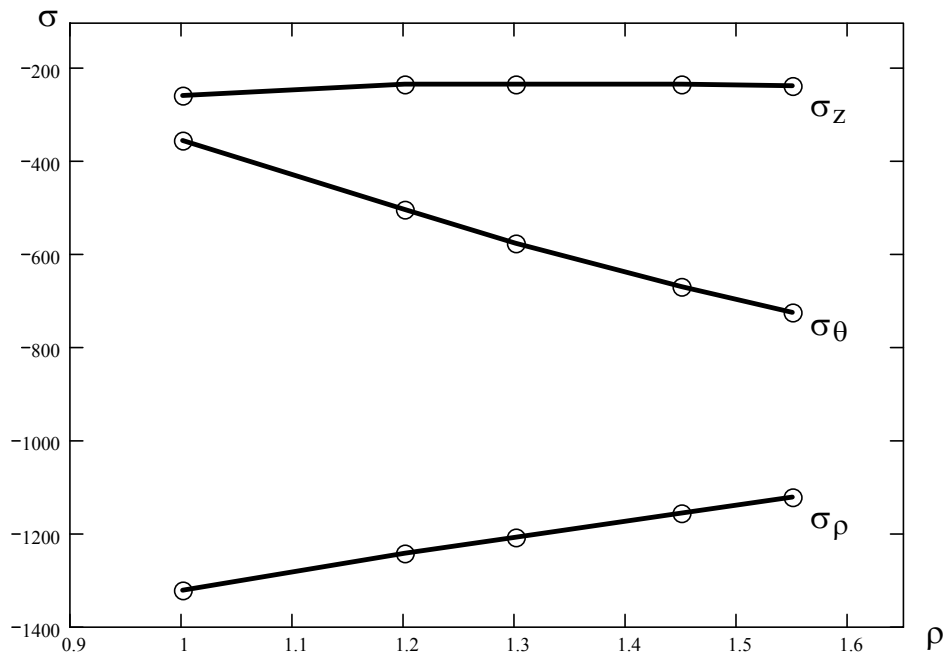
а)

Рисунок 3.2 – Зміна компонент тензора напружень по радіусу

заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$  при: а)  $z = 0$ ; б)  $z = -0,1$ ; в)  $z = -0,2$

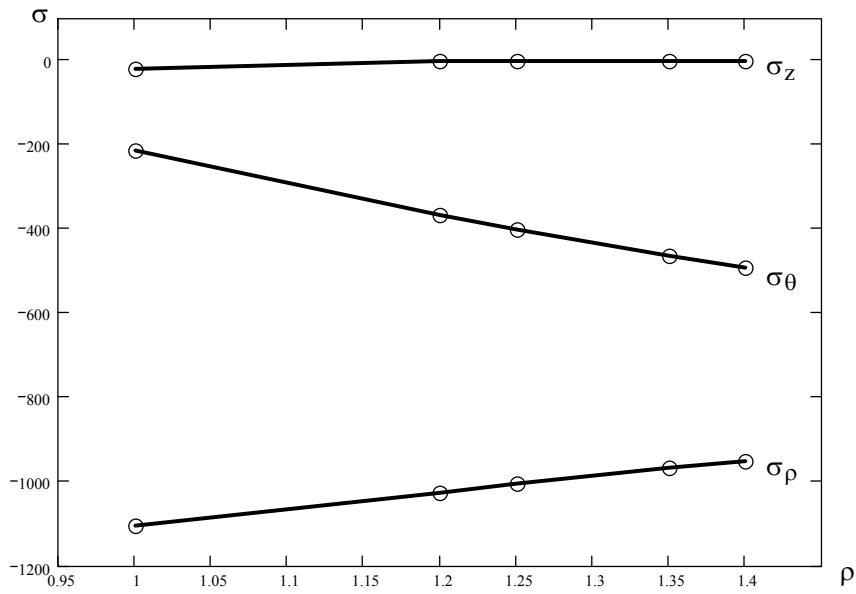


б)

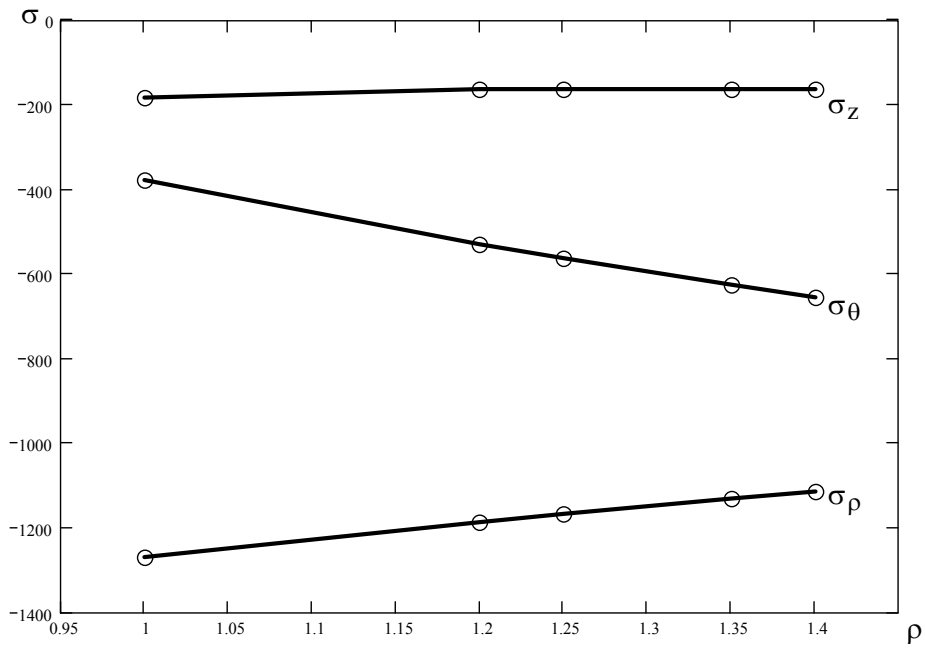


в)

Рисунок 3.2 (продовження) – Зміна компонент тензора напружень по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$  при: а)  $z = 0$ ; б)  $z = -0,1$ ; в)  $z = -0,2$

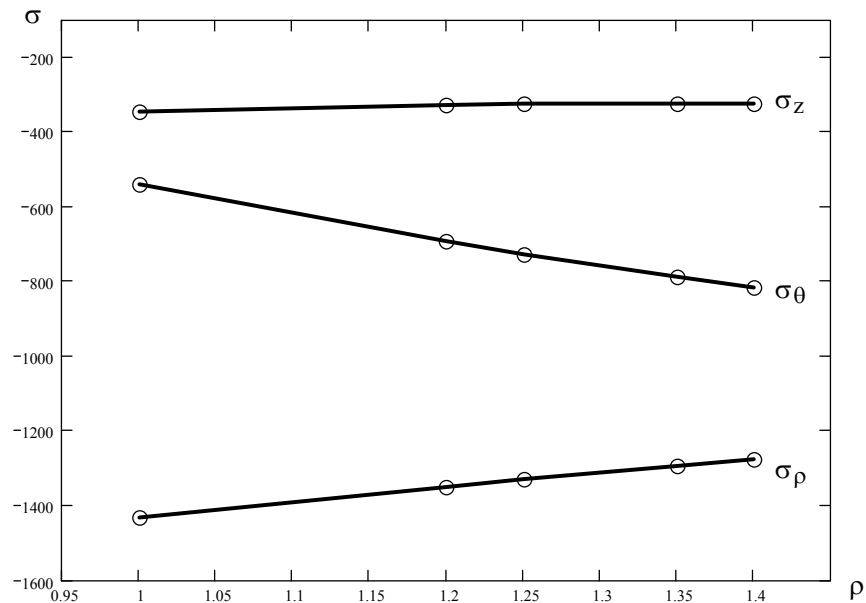


a)



б)

Рисунок 3.3 – Зміна компонент тензора напружень по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{10}$  при: а)  $z = 0$ ; б)  $z = -0,1$ ; в)  $z = -0,2$



в)

Рисунок 3.3 (продовження) – Зміна компонент тензора напружень по радіусу

заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{10}$  при: а)  $z = 0$ ; б)  $z = -0,1$ ; в)  $z = -0,2$

Вирази (3.42), (3.43) виражають розподіл  $\sigma_\rho$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_\theta$  в області II. Прирівнюючи  $z$  до нуля, отримуємо розподіл  $\sigma_\rho$ ,  $\sigma_z$ ,  $\sigma_\theta$  на робочому торці пуансона:

$$\sigma_\theta = \sigma_\rho = \sigma_T \frac{r \rho^2}{h 2} + c_6; \quad (3.48)$$

$$\sigma_z = \sigma_T \left( \frac{r \rho^2}{h 2} - 0,82 \right) + c_6, \quad (3.49)$$

сталу  $c_6$  визначимо із умови:

$$\text{при } \rho = 1, \sigma_\rho = P_1, \quad (3.50)$$

де  $P_1$  – тиск з боку кільцевої області I на область II, який отримуємо, якщо прийmemo в виразі (3.45)  $\rho = 1$ .

### 3.1.3 Визначення схеми напруженого стану

Показник напруженого стану в областях I і II визначали за формулою

$$\eta = \frac{\sigma_\rho + \sigma_\theta + \sigma_z}{\sigma_u}. \quad (3.51)$$

Значення  $\sigma_\rho, \sigma_\theta, \sigma_z$  для області I визначали за формулами (3.45)–(3.47), а для області II – за формулами (3.48) і (3.49).

Параметр Надаї–Лоде розраховували за формулою

$$\mu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3}, \quad (3.52)$$

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

Яке із нормальних напружень  $\sigma_\rho, \sigma_z, \sigma_\varphi$  буде найбільшим, яке найменшим, а яке матиме середнє значення, визначаємо після отримання їх числових значень.

Результати розрахунків показників напруженого стану наведені на рис. 3.4–3.7.

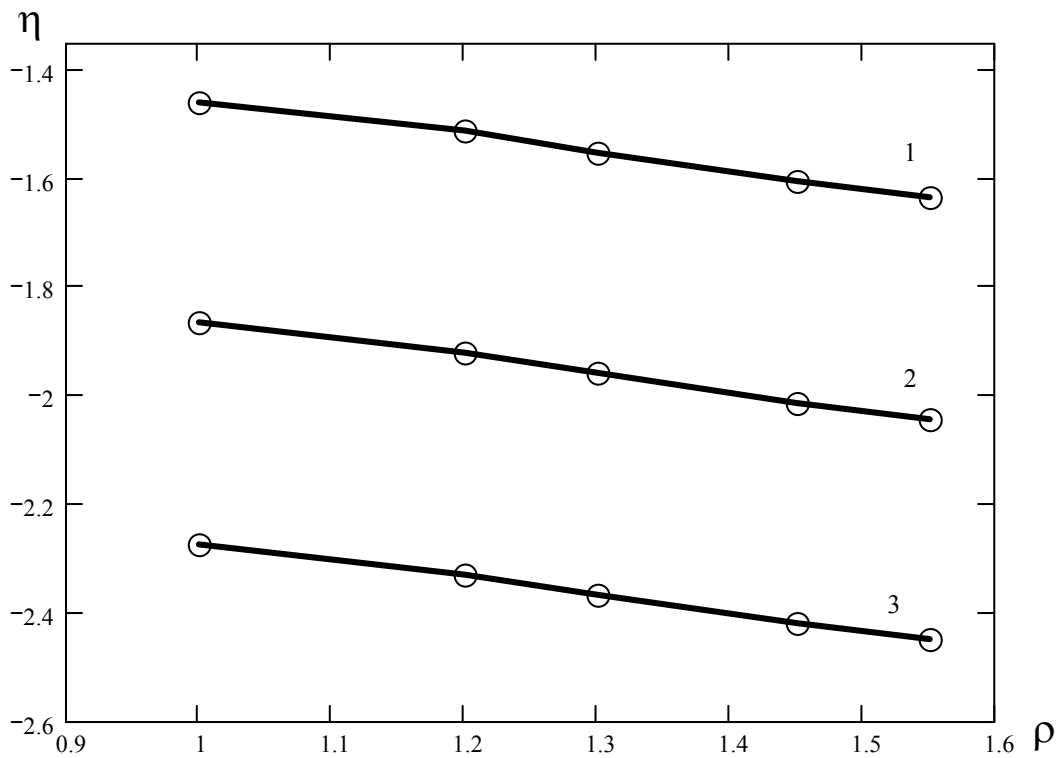


Рисунок 3.4 – Зміна показників напруженого стану

по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$

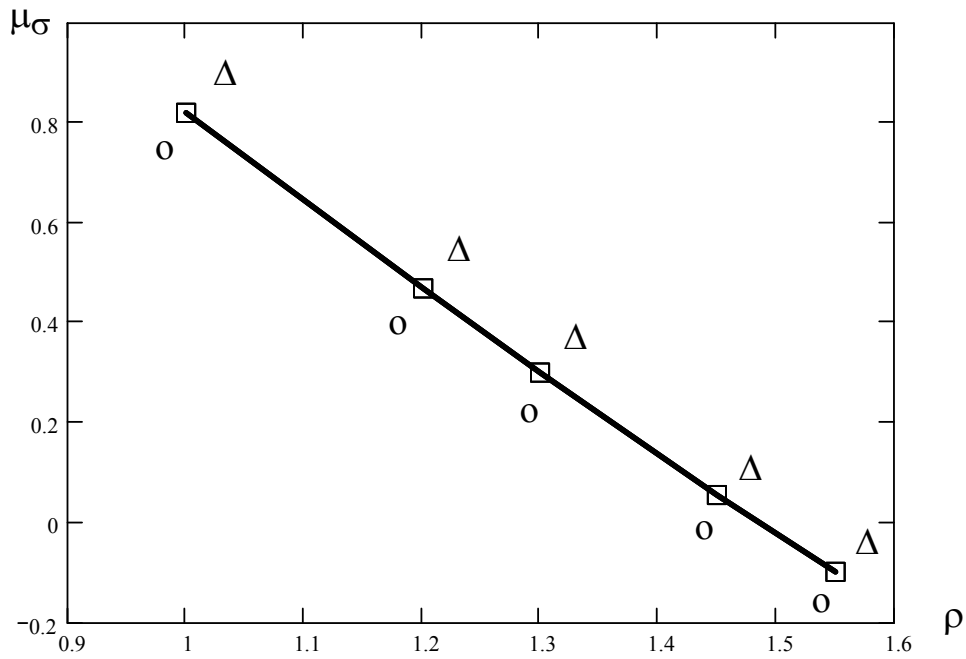


Рисунок 3.5 – Зміна показників напруженого стану по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$  при: ○ –  $z = 0$ ; Δ –  $z = -0,1$ ; □ –  $z = -0,2$

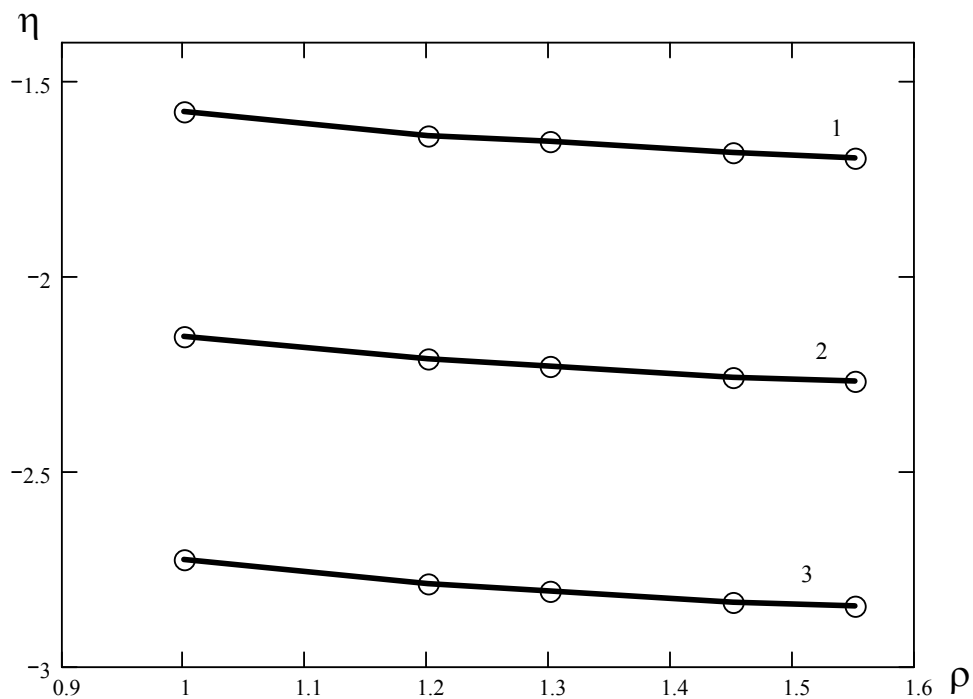


Рисунок 3.6 – Зміна показників напруженого стану по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{10}$

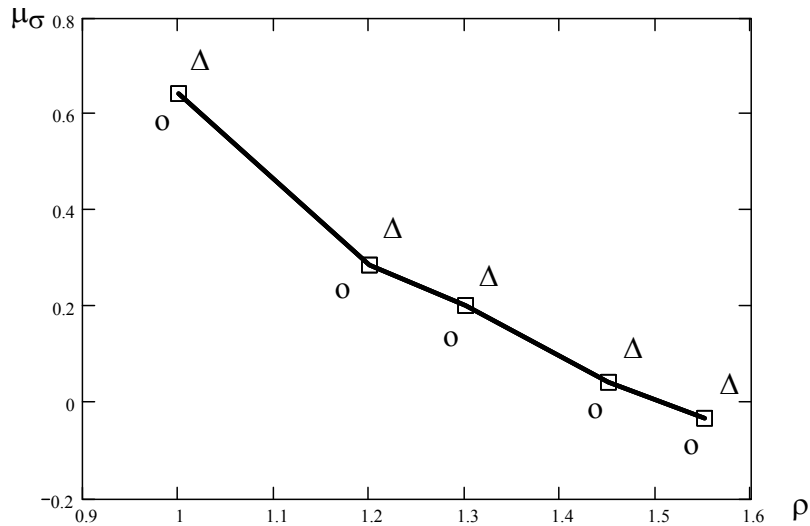


Рисунок 3.7 – Зміна показників напруженого стану по радіусу заготовки  $\frac{R}{r} = \frac{14}{10}$  при:  $\circ - z = 0$ ;  $\Delta - z = -0,1$ ;  $\square - z = -0,2$

Накопичену деформацію в точках пластичної області знаходимо за формулою

$$e_u = \int_0^{\rho} \dot{\varepsilon}_u d\rho, \quad (3.53)$$

де інтенсивність швидкостей деформацій  $\dot{\varepsilon}_u$ , для області I знаходимо за формулою (3.19), а для області II – за формулою (3.23).

Результати розрахунків показників накопиченої деформації наведені на рис. 3.8 та 3.9.

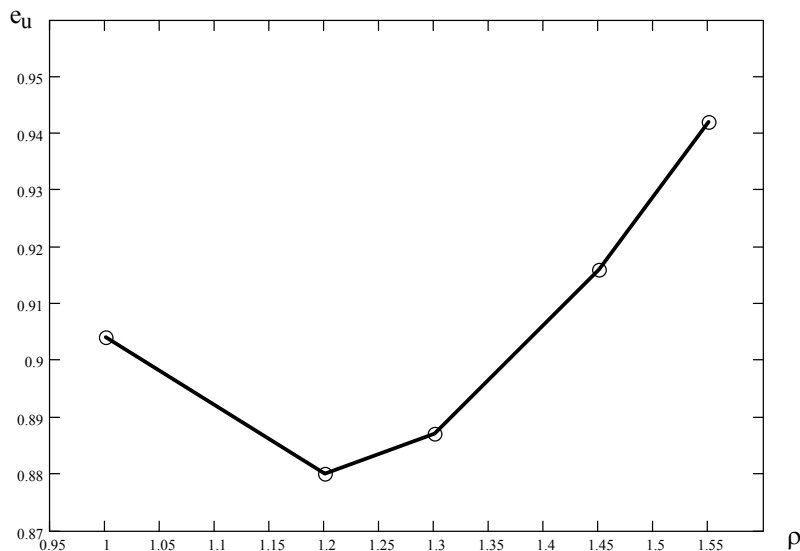


Рисунок 3.8 – Залежність ступеня деформації  $e_u$  від радіуса заготовки при  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$

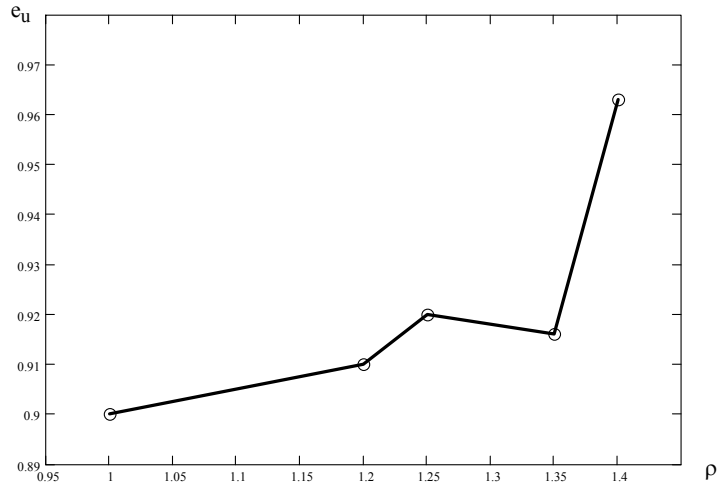


Рисунок 3.9 – Залежність ступеня деформації  $e_u$

від радіуса заготовки при  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$

### 3.1.4 Оцінка використаного ресурсу пластичності

Отриману інформацію про напружено-деформований стан та закон його зміни використовували для оцінки використаного ресурсу пластичності за критерієм (3.54) [100]:

$$\psi = \int_0^{e_u} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_\sigma)}, \quad (3.54)$$

де  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$  – поверхня граничних деформацій для сталі 10.

Основна відмінність критерію (3.54) від відомих полягає в тому, що залежність пластичності від схеми напруженого стану описується поверхнею граничних деформацій  $e_p(\eta, \mu_\sigma)$ , а історія навантаження задається просторовою траєкторією  $e_u(\eta, \mu_\sigma)$ . Значення  $\eta$  і  $\mu_\sigma$  для небезпечних точок розраховували за формулами (3.51), (3.52), а значення  $e_u$  за формулою (3.53) з кроком  $\Delta e_u = 0,1$ . Таким чином отримували залежності  $e_u$  від  $\eta$  і  $\mu_\sigma$ , які апроксимували квадратичними кривими, використовуючи метод найменших квадратів. Отже, чисельник у критерії (3.54) буде мати вигляд

$$de_u = \frac{de_u}{d\eta} d\eta + \frac{de_u}{d\mu_\sigma} d\mu_\sigma. \quad (3.55)$$

Поверхню граничних деформацій сталі 10 апроксимували залежністю

$$e_p(\eta, \mu_\sigma) = \frac{0,68 \cdot \exp(-0,91\eta)}{1 - 0,278\mu_\sigma - 0,072\mu_\sigma^2}, \quad (3.56)$$



яка отримана в роботі [100] і уточнювали коефіцієнти апроксимації, використовуючи методику, отриману в роботі [101].

Використаний ресурс пластичності розраховували для двох випадків ( $R/r = 14/9$ ,  $R/r = 14/10$ ). Результати розрахунку наведені на рис. 3.10.

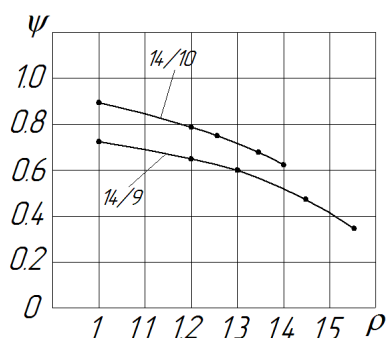


Рисунок 3.10 – Зміна використаного ресурсу пластичності

по радіусу заготовки при  $\frac{R}{r} = \frac{14}{9}$  та  $\frac{R}{r} = \frac{14}{10}$

Із аналізу залежностей  $\psi$  від  $\rho$  (див. рис. 3.10) випливає, що найбільш небезпечним з точки зору руйнування, є точки заготовки з координатами  $\rho = 1$ ,  $z = 0$  [102, 103].

### 3.2 Експериментальні дослідження процесу зворотного видавлювання при формуванні заготовок з глухим отвором

Процес зворотного видавлювання широко використовується при виробництві деталей типу «стакан». Одна із основних проблем при реалізації цього процесу полягає в значній неоднорідності розподілу пластичних деформацій та використаного ресурсу пластичності по об'єму заготовки, яка деформується, що значно підвищує ймовірність появи браку, обумовленого зародженням мікротріщин. На сьогодні більшість досліджень націлена на визначення енергосилових параметрів процесу зворотного видавлювання [22, 104, 105] та його точності [10, 11]. Разом з тим, відомі методи оцінки якості та технологічної спадковості готових виробів не дозволяють зробити кількісну оцінку пошкодженості деформованого металу.

#### 3.2.1 Формування технологічного паспорта матеріалу (крива течії, діаграма пластичності, градувальні графіки)

Необхідно сформуванню, в першу чергу, технологічний паспорт досліджуваного матеріалу, тому що існуючих стандартних характеристик металу (табл. 3.1, 3.3) недосить для опису механіки процесів обробки металів тиском. Нами були вибрані для експериментів матеріали – алюмінієвий сплав АД0 та мідь М1 (табл. 3.2, 3.4).

Таблиця 3.1 – Характеристики матеріалу АД0 (СТАНДАРТНІ)

Метал	<i>Al</i>	<i>Cu</i>	<i>Mg</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>Si</i>	<i>Zn</i>	<i>Ti</i>	Інші до- мішки	Твер- дість	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi_{ms}$ , %
АД0 (відпа- лений)	Не менше 99,5	до 0,02	до 0,02	до 0,025	до 0,3	до 0,3	до 0,1	до 0,1	кожна окремо 0,02	НВ $10^{-1}$ 25	60	90	30	80

Таблиця 3.2 – Характеристики матеріалу АД0 (ДОСЛІДНІ)

Метал	<i>Al</i>	<i>Cu</i>	<i>Mg</i>	<i>Mn</i>	<i>Fe</i>	<i>Si</i>	<i>Zn</i>	<i>Ti</i>	Інші до- мішки	Твер- дість, <i>HV</i> , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi_{ms}$ , %
АД0 (відпа- лений)	Не менше 99,5	до 0,02	до 0,02	до 0,025	до 0,3	до 0,3	до 0,1	до 0,1	кожна окремо 0,02	54,4	71,89	102,3	20,6	77,7

Таблиця 3.3 – Характеристики матеріалу М1 (СТАНДАРТНІ)

Метал	<i>Cu</i>	<i>Bi</i>	<i>Sb</i>	<i>As</i>	<i>Fe</i>	<i>Ni</i>	<i>Pb</i>	<i>Sn</i>	<i>S</i>	<i>O<sub>2</sub></i>	<i>Zn</i>	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi_{ms}$ , %
М1 (відпа- лена)	Не менше 99,9	0,002	0,002	0,002	0,005	0,002	0,005	0,002	0,005	0,08	0,005	70	200...240	45...50	65...75

Таблиця 3.4 – Характеристики матеріалу М1 (ДОСЛІДНІ)

Метал	<i>Cu</i>	<i>Bi</i>	<i>Sb</i>	<i>As</i>	<i>Fe</i>	<i>Ni</i>	<i>Pb</i>	<i>Sn</i>	<i>S</i>	<i>O<sub>2</sub></i>	<i>Zn</i>	<i>HV</i> , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_b$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\psi_{ms}$ , %
М1 (відпа- лена)	Не менше 99,9	0,002	0,002	0,002	0,005	0,002	0,005	0,002	0,005	0,08	0,005	11,83	49,2	210,2	39,7	86,9

Базуючись на методиках [26, 62, 86], нами побудовані такі функції матеріалу:

1. Крива течії матеріалу в координатах, інтенсивність напружень  $\sigma_u$ , інтенсивність деформацій  $e_u$  (рис. 3.11, 3.12).

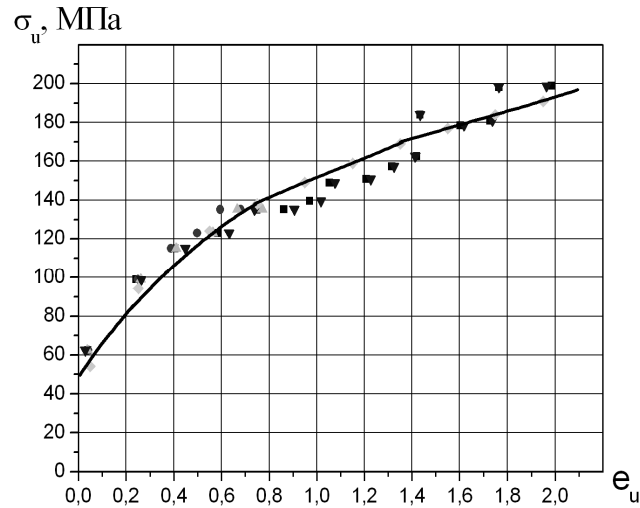


Рисунок 3.11 – Крива течії АД0

- – експериментальні дані випробувань на стиск,
- – апроксимація згідно з рівнянням (3.57)

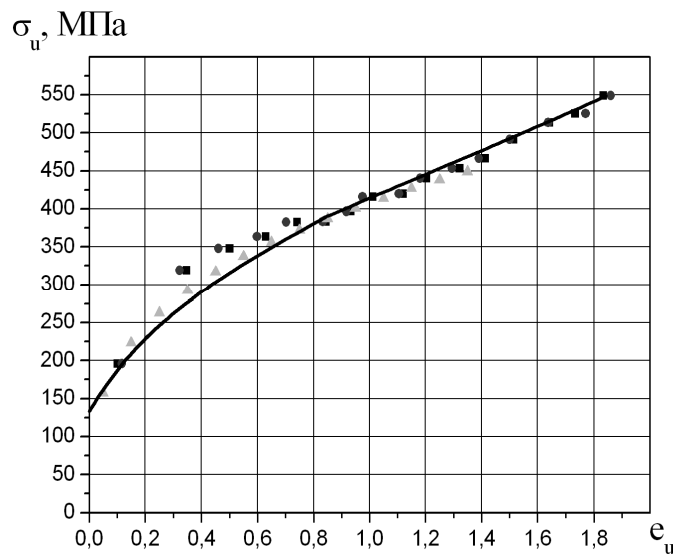


Рисунок 3.12 – Крива течії М1

- – експериментальні дані випробувань на стиск,
- – апроксимація згідно з рівнянням (3.57)

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

$$\sigma_u = A e_u^n, \quad (3.57)$$

де  $A$ ,  $n$  – коефіцієнти апроксимації, що мають фізичний зміст: для матеріалу, що ізотропно зміцнюється  $A = \sigma_u$  при  $e_u = 1$ ,  $n = e_{кр}$  – критична деформація при умовному максимальному напруженні. Для матеріалу АД0 коефіцієнти апроксимації  $A = 152$  МПа,  $n = 0,344$ , а для М1 коефіцієнти апроксимації  $A = 408$  МПа,  $n = 0,318$ .

2. Діаграма пластичності в координатах: граничний ступінь накопиченої інтенсивності деформації до моменту руйнування  $e_p$ , показник напруженого стану  $\eta$ , який дорівнює відношенню середнього напруження до інтенсивності напружень (рис. 3.13, 3.14).

Суцільна лінія, показана на рис. 3.13 і 3.14, побудована згідно з апроксимацією (2.23)–(2.25), запропонованою В. А. Огородніковим (табл. 3.5, 3.6).

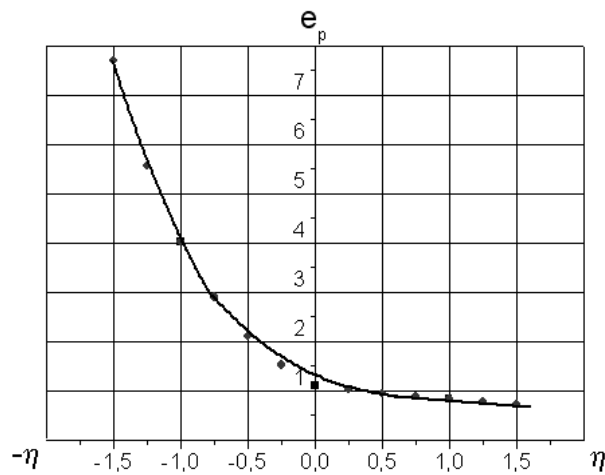


Рисунок 3.13 – Діаграма пластичності АД0

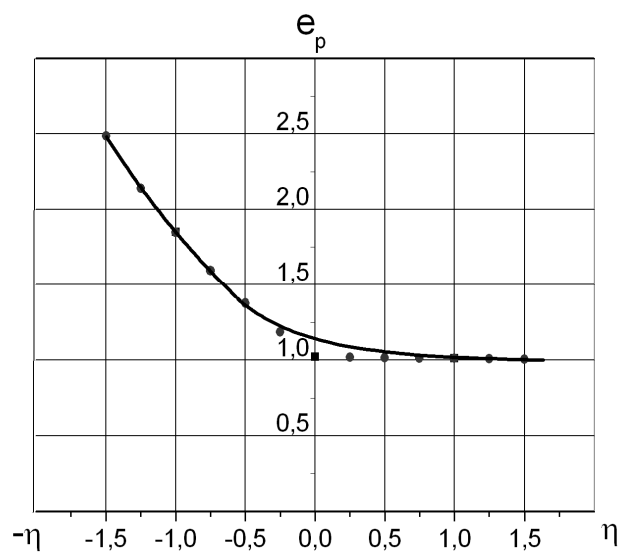


Рисунок 3.14 – Діаграма пластичності М1

Таблиця 3.5 – Експериментальні дані пластичності АД0 при різних показниках  $\eta$ , а також значення коефіцієнта  $\lambda_i$

№ п/п	Матеріал	Граничні деформації			Коефіцієнти	
		$e_p(\eta=1)$	$e_p(\eta=0)$	$e_p(\eta=-1)$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
1	АД0	0,827	1,1	4,02	0,285	1,296

Таблиця 3.6 – Експериментальні дані пластичності М1 при різних показниках  $\eta$ , а також значення коефіцієнта  $\lambda_i$

№ п/п	Матеріал	Граничні деформації			Коефіцієнти	
		$e_p(\eta=1)$	$e_p(\eta=0)$	$e_p(\eta=-1)$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
1	М1	1,011	1,022	1,85	0,01	0,593

3. Градувальний (тарувальний) графік – твердість в залежності від інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій  $HV = f(\sigma_u, e_u)$  (рис. 3.15, 3.16).

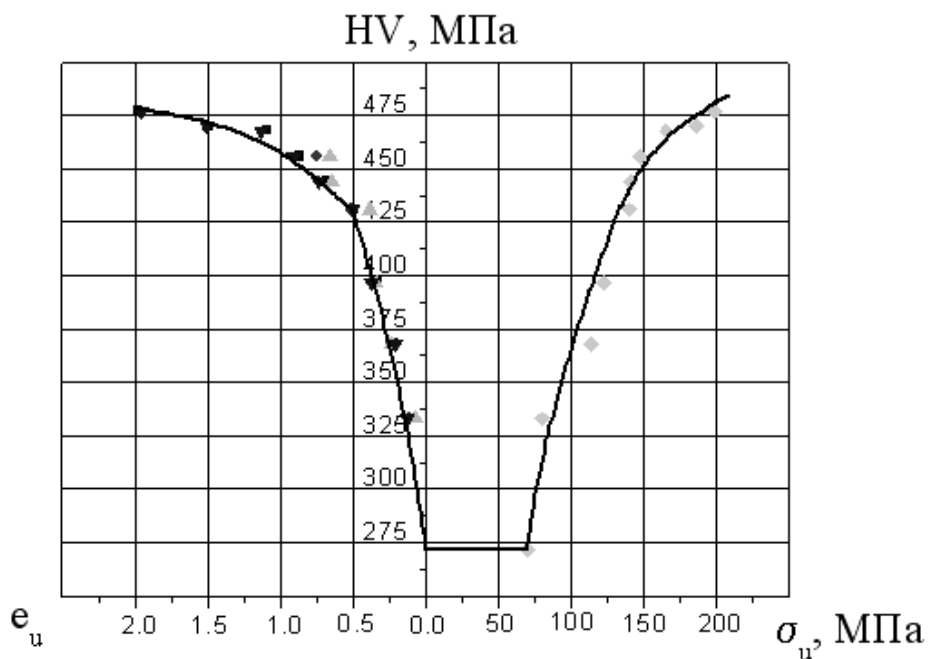


Рисунок 3.15 – Градувальний графік АД0

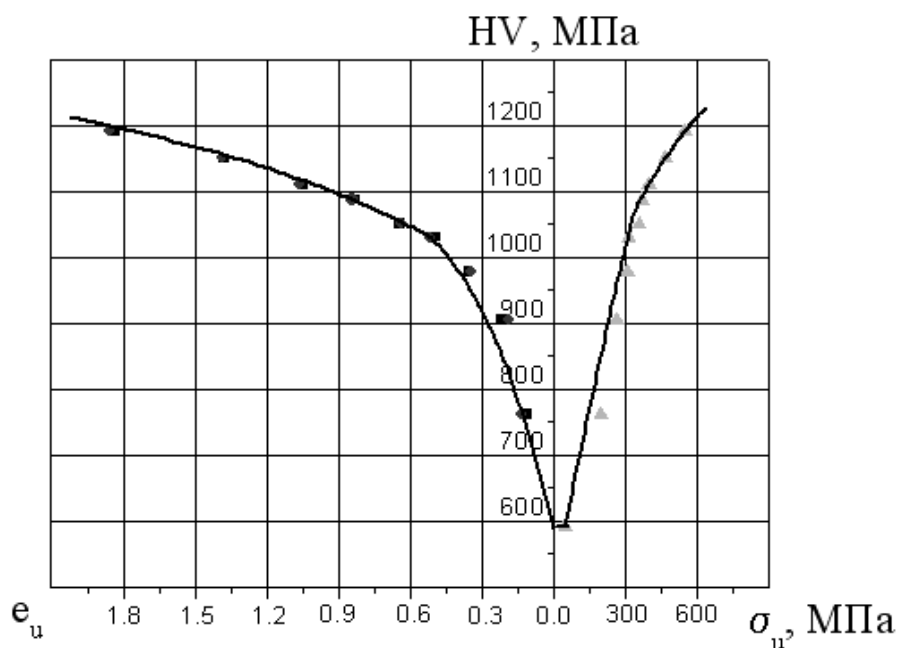


Рисунок 3.16 – Градувальний графік M1

### 3.2.2 Зворотне видавлювання без гідропідпору та з гідропідпором

В запропонованій роботі виконані експериментальні дослідження впливу умов контактного тертя та гідростатичного підпору на розподіл деформацій та інтенсивність накопичення пошкоджень при зворотному видавлюванні. Видавлювання проводилось за двома схемами: без гідропідпору (рис. 3.17) і запропонованій нами новій схемі – з гідропідпором, захищеній деклараційним патентом [106] (рис. 3.18).

Експериментальна установка складається із контейнера 3, в якому встановлена матриця 2. Щоб реалізувати гідростатичний підпор, а також створити умови рідинного тертя кільцеву проточку вкладиша 6 наповнюють консистентним мастилом марки «Літол – 24» (рис. 3.18). Кругла плоска заготовка 4 діаметром 28 мм кладеться на заплечики вкладиша – при використанні гідропідпора. Також, в якості змащувальної речовини як для схеми видавлювання без гідропідпору, так і з використанням гідростатичного підпору, на заготовки наноситься укринол 5/5. Зверху на заготовку давить пуансон 1 діаметром  $d = 21$  мм. В зазор між пуансоном 1 і матрицею 2 проходить видавлювання металу. Протипуансон 5 служить для видалення готового виробу із області видавлювання. В роботі використані заготовки із алюмінієвого сплаву АД0 і міді М1. Досліди проводились на заготовках, для яких відношення діаметра  $D$  до вихідної товщини  $t_0$  значно перевищувало значення  $D/t_0$ , при яких настає нестационарна стадія видавлювання.

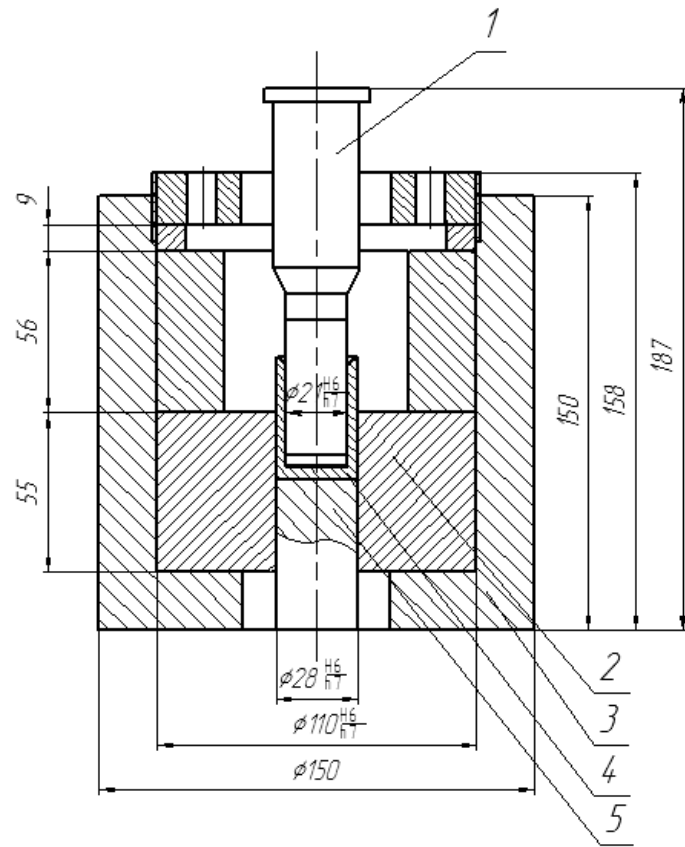


Рисунок 3.17 – Схема видавлювання без гідропідпору

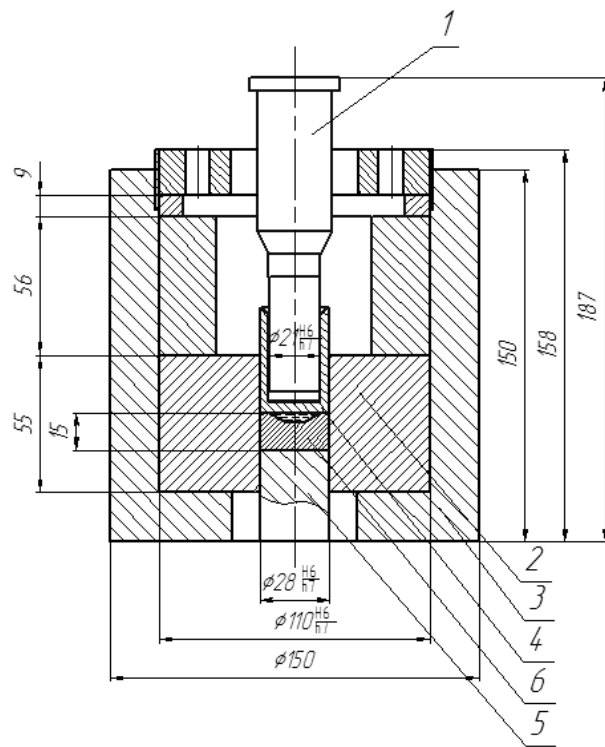


Рисунок 3.18 – Схема видавлювання з гідропідпором

Для дослідження кінематики процесу зворотного видавлювання на меридіональний переріз вихідних заготовок наносили ділильну сітку (рис. 3.19) кроком 2 мм на координатно-розточному верстаті з числовим програмним керуванням марки 2E450AФ3. Оскільки внаслідок розрізання по меридіональному перерізу заготовки ставали б меншими в діаметрі і кожену заготовку попередньо треба було б осаджувати в контейнері, а це спричинило б додаткові деформації і напруження, нами було запропоновано використовувати складені заготовки, тобто одна половинка з однієї заготовки, а друга – з іншої. Причому на одну половинку сітка наносилась, а на іншу – ні (рис. 3.19). Безпосередньо перед дослідом метали піддавались відпалу. Умови відпалу для АД0: нагрівати до 500 °С протягом 1 години, потім охолоджувати разом з піччю. Умови відпалу для М1: нагрівати до 600 °С протягом 1 години, потім охолодити разом з піччю. Видавлювання проводили по стадіях.

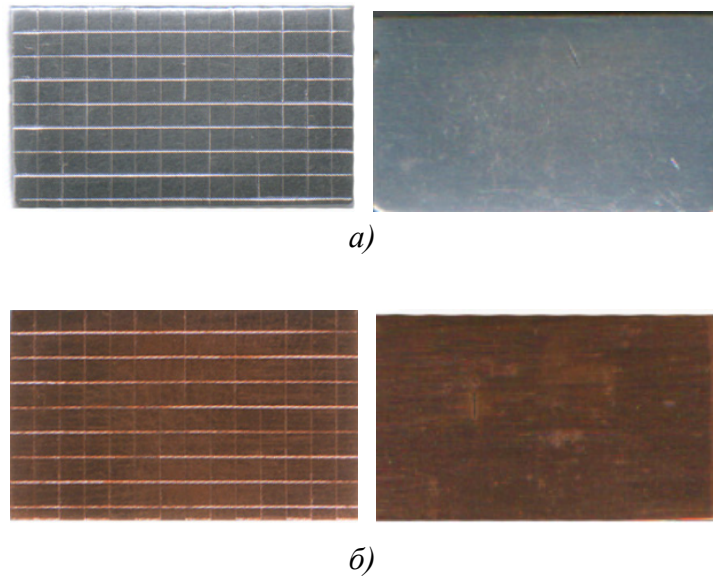


Рисунок 3.19 – Заготовки з нанесеною ділильною сіткою:

а) алюмінієві АД0; б) мідні М1

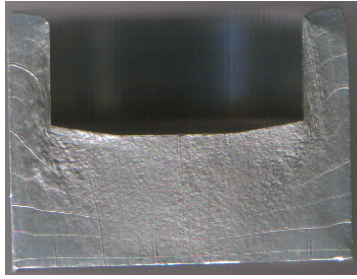
Елементи деформованої сітки заміряли на інструментальному мікроскопі. Поле деформацій розраховували за допомогою прийомів, запропонованих І. П. Ренне [107] і В. А. Огородніковим (див. п. 2.1.1).

Фотографії деформованих заготовок показано на рис. 3.20–3.23.

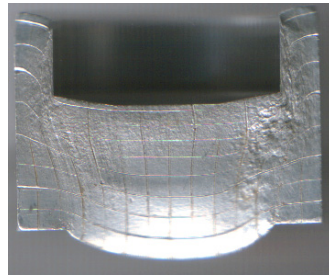
В таблиці 3.7, 3.8 наведені результати вимірювання силових параметрів в процесі видавлювання.

Ступінь деформації розраховували за формулою (2.33).



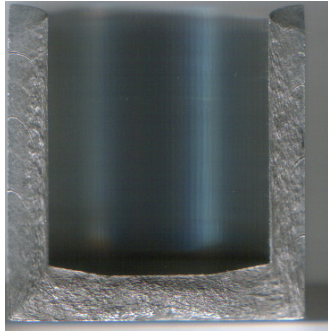


*a)*

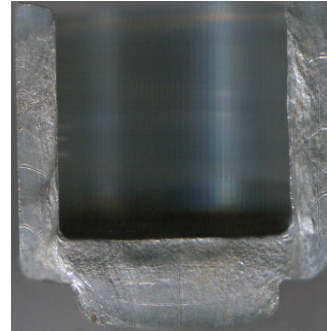


*б)*

Рисунок 3.20 – Фотографії деформованих заготовок з АД0 – проміжна стадія:  
а) схема без гідро підпору; б) схема з гідропідпором

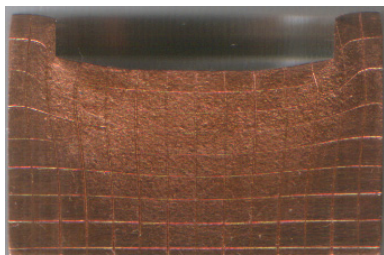


*a)*

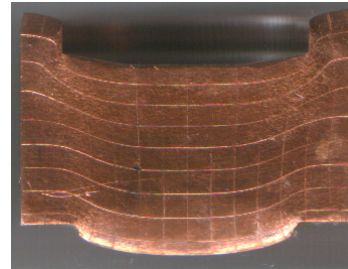


*б)*

Рисунок 3.21 – Фотографії деформованих заготовок з АД0 – кінцева стадія:  
а) схема без гідро підпору; б) схема з гідропідпором

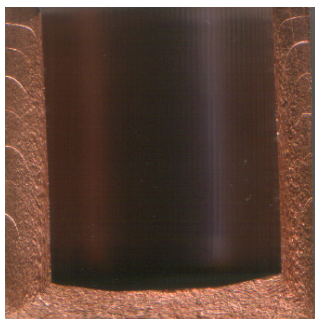


*a)*



*б)*

Рисунок 3.22 – Фотографії деформованих заготовок з М1 – проміжна стадія:  
а) схема без гідро підпору; б) схема з гідропідпором



*a)*



*б)*

Рисунок 3.23 – Фотографії деформованих заготовок з М1 – кінцева стадія:  
а) схема без гідропідпору; б) схема з гідропідпором

Таблиця 3.7 – Результати вимірювання силових параметрів в процесі видавлювання циліндричних виробів із АД0

Схема видавлювання без гідропідпору	Проміжна стадія	Кінцева стадія
Глибина вдавлювання, мм	5,5	12,22
Зусилля видавлювання, кН	130	148
Схема видавлювання з гідропідпором	Проміжна стадія	Кінцева стадія
Глибина вдавлювання, мм	4,8	12
Зусилля видавлювання, кН	102	118,4

Таблиця 3.8 – Результати вимірювання силових параметрів в процесі видавлювання циліндричних виробів із М1

Схема видавлювання без гідропідпору	Проміжна стадія	Кінцева стадія
Глибина вдавлювання, мм	3	13
Зусилля видавлювання, кН	229,44	395
Схема видавлювання з гідропідпором	Проміжна стадія	Кінцева стадія
Глибина вдавлювання, мм	2	8
Зусилля видавлювання, кН	150	297,6

Отримані результати в вигляді ізоліній  $e_u = const$  наведені на рис. 3.24, 3.25.

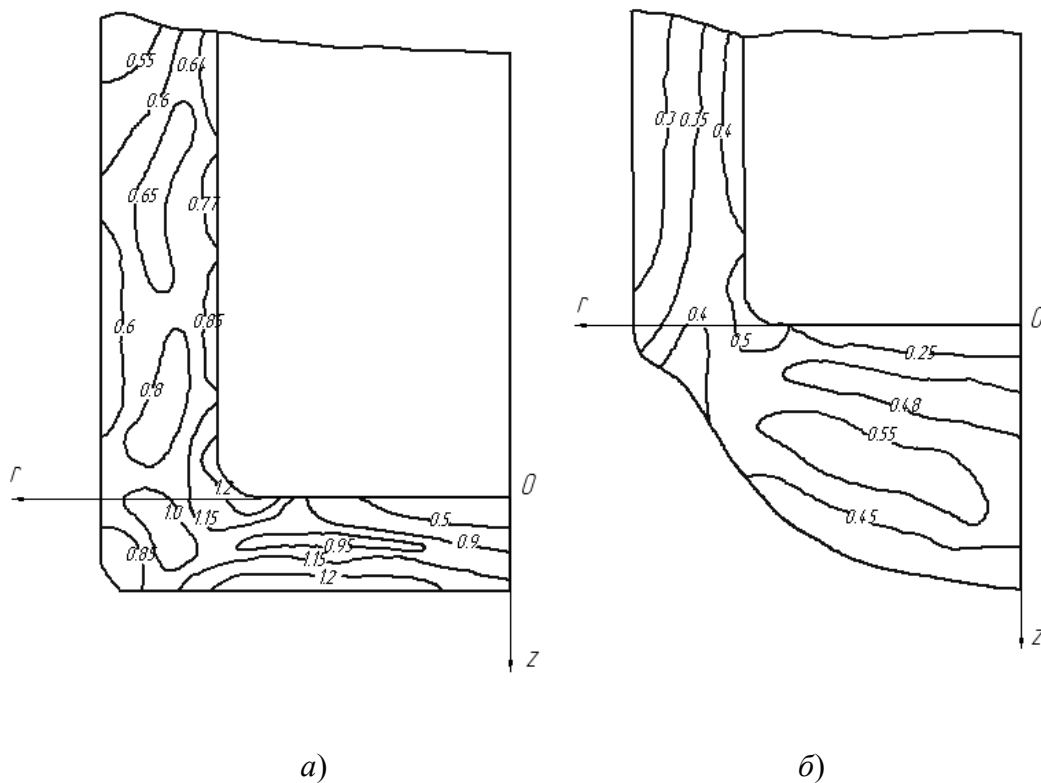


Рисунок 3.24 – Ізолінії накопиченої деформації алюмінієвих зразків АД0: а) схема без гідропідпору; б) схема з гідропідпором

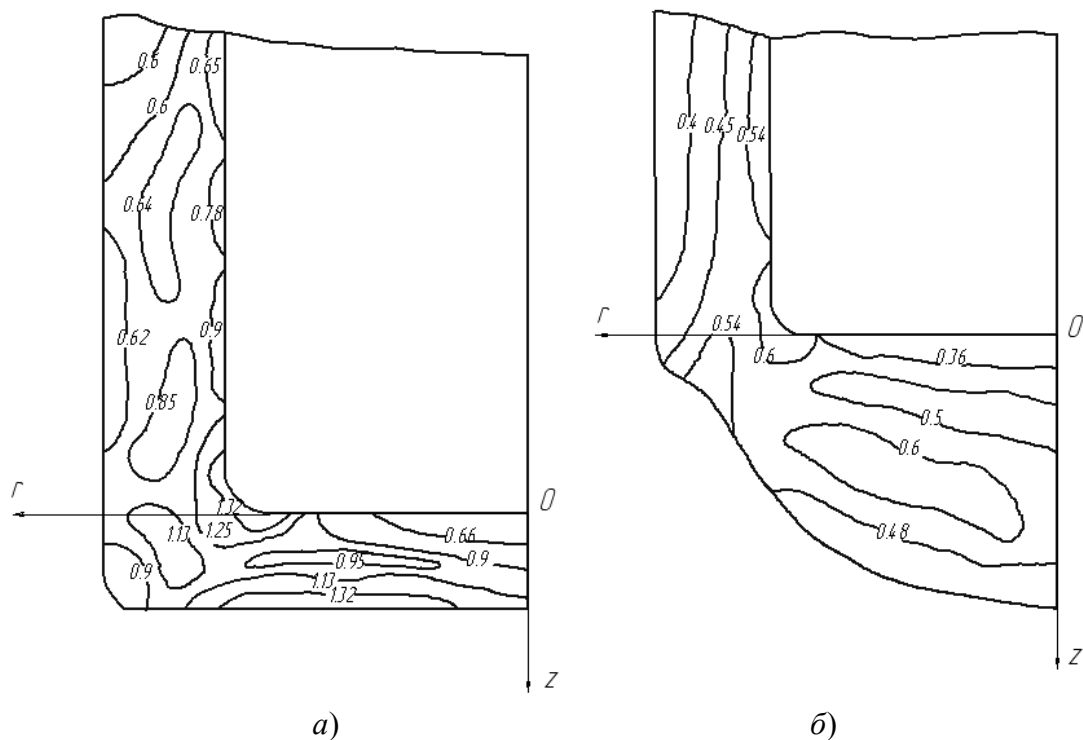


Рисунок 3.25 – Ізолінії накопиченої деформації мідних зразків М1:  
 а) схема без гідропідпору; б) схема з гідропідпором

Із аналізу отриманих результатів випливає, що використання гідростатичного підпору значно поліпшує однорідність розподілу накопиченої деформації по об'єму видавлюваної заготовки [108]. Якщо при звичайному видавлюванні має місце значний градієнт деформацій в області контакту і, особливо, в області контакту пуансона з заготовкою, то при наявності гідростатичного підпору  $grad e_u$  зменшується майже в 4,0–5,0 разів.

### 3.3 Визначення напружено-деформованого стану в процесах зворотного видавлювання (з урахуванням та без урахування гідропідпору)

На якість і технологічну спадковість деталей машин, отриманих методом обробки металів тиском, суттєво впливає рівень та закон розподілу використаного ресурсу пластичності  $\psi$  по об'єму деформованої заготовки. Для кількісної оцінки значень  $\psi$  необхідна інформація про напружений стан в пластичній області та закон його зміни протягом всього процесу формозмінення.

Тому, нами розроблено експериментально-розрахунковий метод визначення напружено-деформованого стану [109, 110]. При цьому використано роботи Г. Д. Деля та В. А. Огороднікова [21, 88].

Компоненти діватора напружень ( $S_1, S_2, S_3$ ) для алюмінієвих і мідних заготовок визначали за формулою:

$$S_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\sigma_u}{e_u} e_{ij}. \quad (3.58)$$

Поточні значення інтенсивності напружень  $\sigma_u$  для заданого ступеня деформації  $e_u$  визначали по кривій течії  $\sigma_u (e_u)$  для АД0 (див. рис. 3.11) і М1 (див. рис. 3.12).

Розраховували  $S_\phi, S_r, S_z$  – параметри діватора напружень в циліндричній системі координат:

$$\begin{aligned} S_r &= S_1 \cdot \cos^2 \alpha + S_2 \cdot \sin^2 \alpha; \\ S_z &= S_1 \cdot \sin^2 \alpha + S_2 \cdot \cos^2 \alpha; \\ \tau_{rz} &= \frac{S_1 - S_2}{2} \sin 2\alpha, \end{aligned} \quad (3.59)$$

де  $\alpha$  показує головний напрямок деформації  $e_1$ .

Розглянемо методику розрахунку компонент тензора напружень.

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

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} = 0; \quad (3.60)$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0. \quad (3.61)$$

При цьому також використовується інтегральне рівняння рівноваги:

$$P = 2\pi \int_0^R \sigma_z r dr, \quad (3.62)$$

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

Радіальне напруження визначали за формулою

$$\sigma_r = (\sigma_r)_A + \int_r^R \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} \right) dr, \quad (3.63)$$

де  $(\sigma_r)_A$  – радіальне напруження в точці А границі (рис. 3.26).

Осьове і колове напруження відповідно дорівнюють:

$$\sigma_z = S_z + \sigma_r - S_r; \quad (3.64)$$

$$\sigma_\phi = S_\phi + \sigma_r - S_r.$$

Після підстановки (3.64) і (3.63) у (3.62) знаходимо:

$$(\sigma_r)_A = \frac{1}{\pi R^2} \left( P - 2\pi \int_0^R (S_z - S_r + S) r dr \right), \quad (3.65)$$

де

$$S = \int_r^R \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} \right) dr. \quad (3.66)$$

Для визначення напружень в інших точках радіуса використовуємо рівняння (3.63) у вигляді

$$(\sigma_r)_i = (\sigma_r)_{i+1} + \int_{r_{i+1}}^{r_i} \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\phi}{r} \right) dr. \quad (3.67)$$

Осьове напруження  $\sigma_z$  вздовж вертикальних ліній можна також розрахувати шляхом інтегрування другого диференціального рівняння рівноваги (3.61) (рис. 3.26). Наприклад, для т.  $D$

$$(\sigma_z)_D = (\sigma_z)_B - \int_{z_B}^{z_D} \left( \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{\tau_{rz}}{r} \right) dz. \quad (3.68)$$

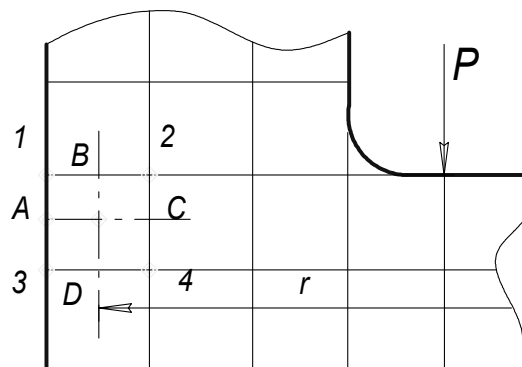


Рисунок 3.26 – Схема до розрахунку поля напружень

В подальшому інформацію про напружено-деформований стан використовували для розрахунку показників напруженого стану та використаного ресурсу пластичності циліндричних виробів з глухим отвором при зворотному видавлюванні з урахуванням та без урахування гідростатичного підпору.

### 3.4 Оцінка деформованості заготовок при зворотному видавлюванні

Розраховували параметр Надаї–Лоде:

$$\mu_{\sigma} = \frac{2S_2 - S_1 - S_3}{S_1 - S_3}, \quad (3.69)$$

та показник напруженого стану за формулою (3.51).

Результати розрахунків напружено-деформованого стану були використані для оцінки значень використаного ресурсу пластичності  $\psi$ , який визначали за формулою

$$\Psi = \int_0^{e_u} \frac{de_u}{e_p(\eta, \mu_{\sigma})}, \quad (3.70)$$

де  $e_p(\eta; \mu_{\sigma}) = 1,1 \exp(0,42\mu_{\sigma} - 0,51\eta)$  – поверхня граничних деформацій для АД0 і шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях при зворотному видавлюванні циліндричних виробів з глухим отвором (рис. 3.27),  $e_p(\eta; \mu_{\sigma}) = 1,022 \exp(0,38\mu_{\sigma} - 0,45\eta)$  – поверхня граничних деформацій для М1 і шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях при зворотному видавлюванні циліндричних виробів з глухим отвором (рис. 3.28).

Найбільш небезпечними з точки зору руйнування виявились точки, які знаходяться в області максимальних пластичних деформацій  $z = 0$  (див. рис. 3.1),  $r = 10$  і  $14$  мм. На рис. 3.29, 3.30 наведені закони зміни інтенсивності деформацій, показників напруженого стану  $\eta$  і  $\mu_{\sigma}$  та використаного ресурсу пластичності  $\psi$  (рис. 3.31, 3.32) по радіусу заготовки в небезпечній області при  $z = 0$ . Проаналізувавши отримані результати, маємо, що найбільша інтенсивність накопичення пошкоджень має місце в областях максимальної нерівномірності пластичних деформацій (див. рис. 3.24, 3.25). Використання гідростатичного підпору дозволило не тільки зменшити ступінь використання ресурсу пластичності, а також отримати більш рівномірний його розподіл (рис. 3.31, 3.32).

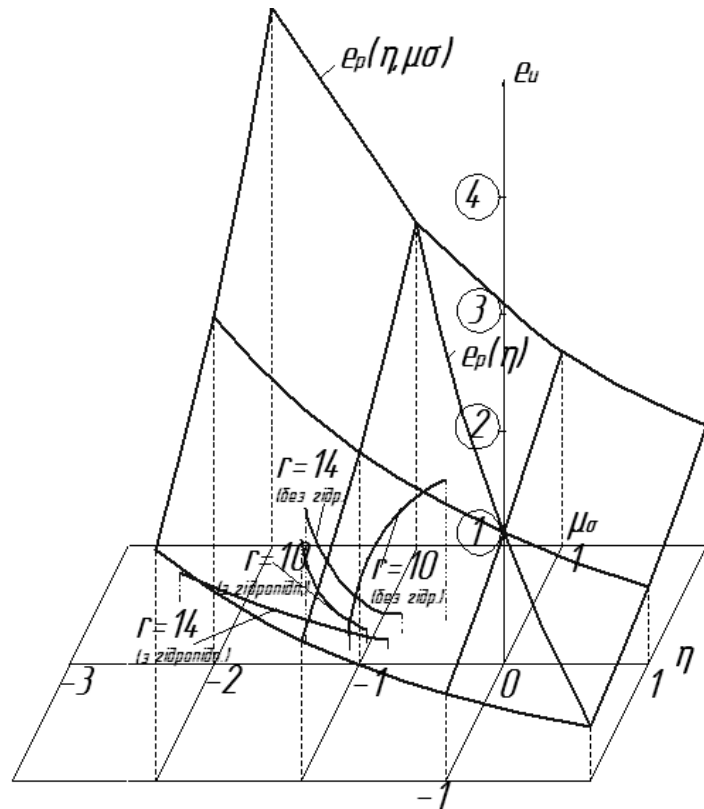


Рисунок 3.27 – Поверхня граничних деформацій для АД0 та шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях

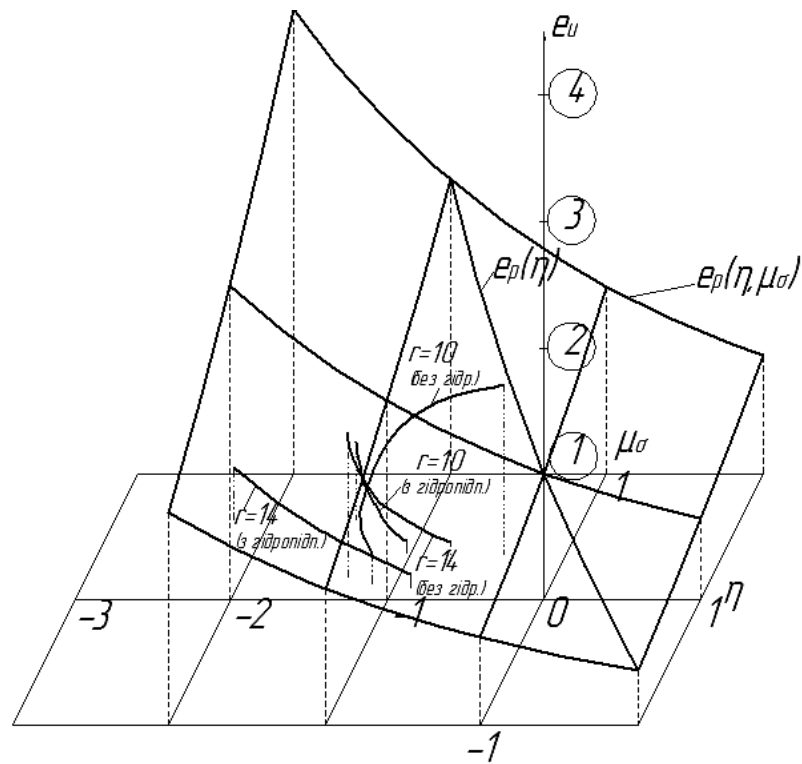


Рисунок 3.28 – Поверхня граничних деформацій для М1 та шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях

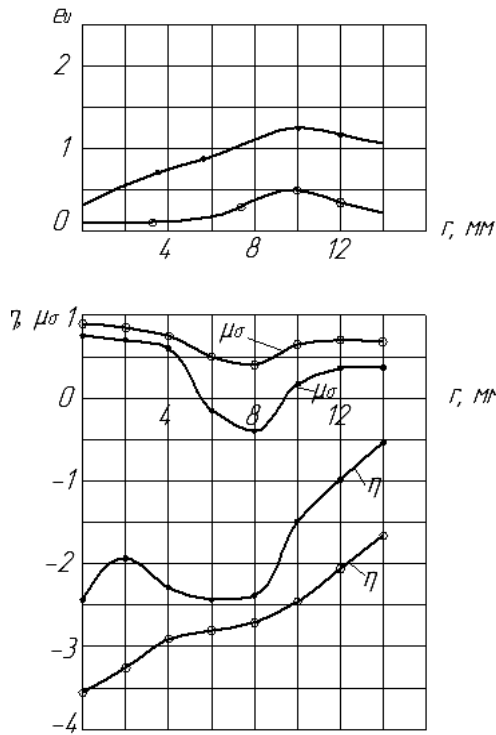


Рисунок 3.29 – Зміна інтенсивності деформацій та показників напруженого стану по радіусу заготовки АД0 при  $z = 0$ :

- – видавлювання без гідропідпору; ○ – видавлювання з гідропідпором

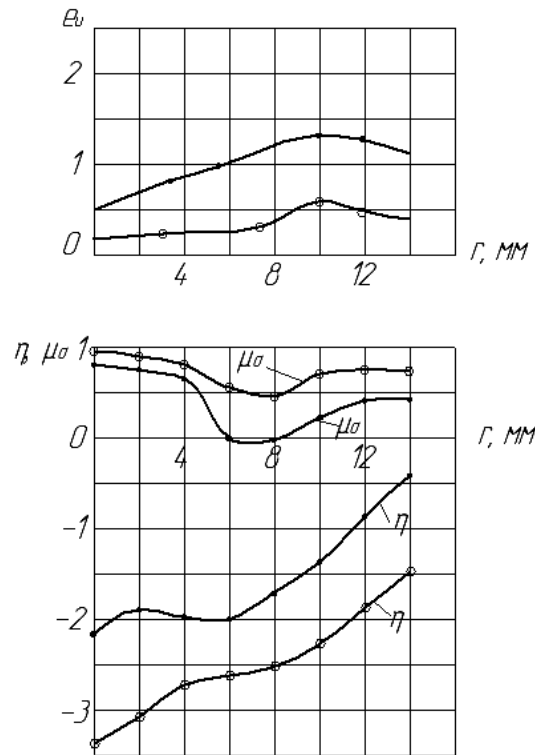


Рис. 3.30. Зміна інтенсивності деформацій та показників напруженого стану по радіусу заготовки М1 при  $z = 0$ :

- – видавлювання без гідропідпору; ○ – видавлювання з гідропідпором



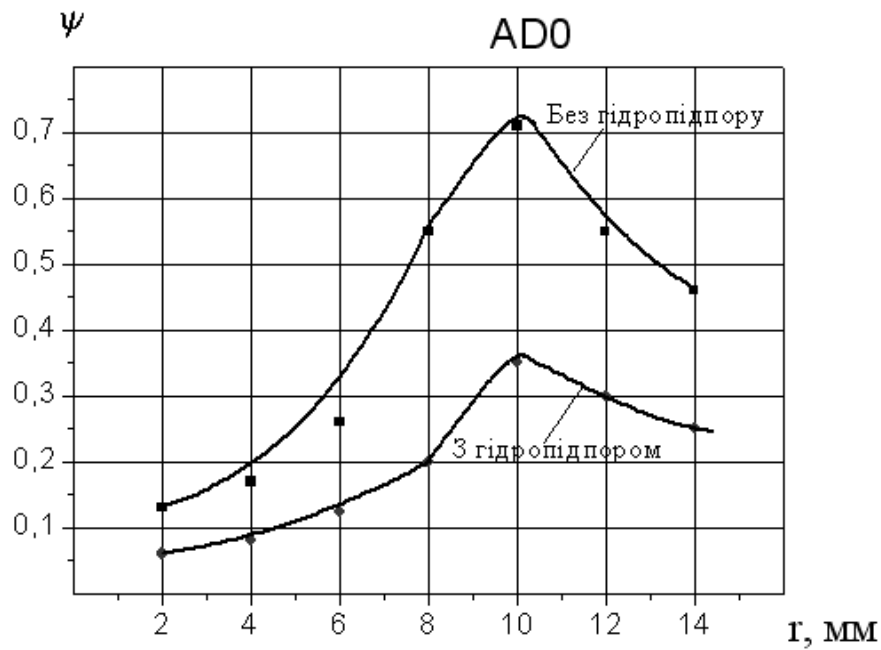


Рисунок 3.31 – Зміна використаного ресурсу пластичності по радіусу  $r$  заготовки АД0 при  $z = 0$

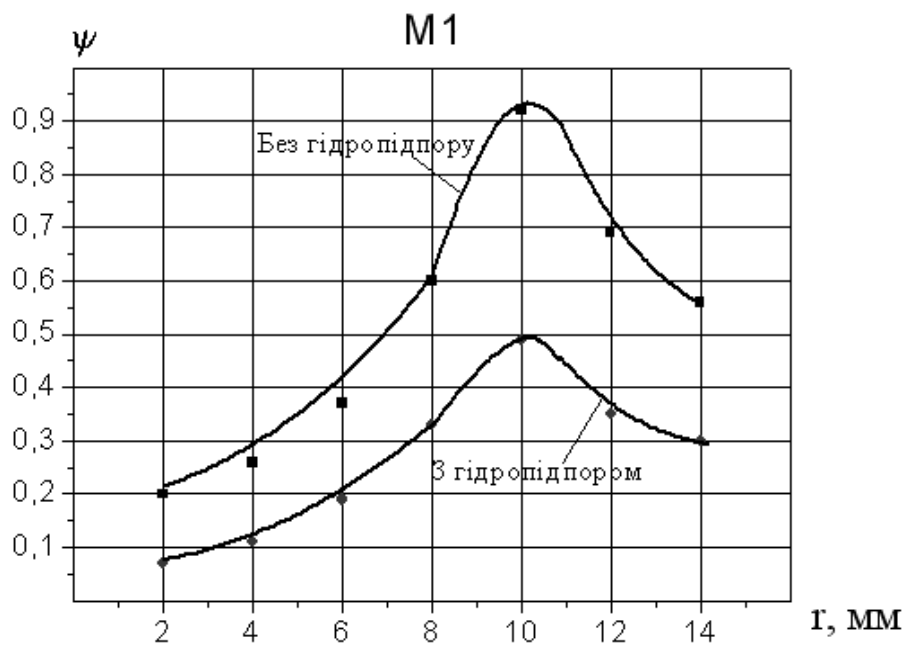


Рисунок 3.32 – Зміна використаного ресурсу пластичності по радіусу  $r$  заготовки М1 при  $z = 0$

За результатами досліджень можна зробити такі висновки:

1. Отримано розподіл накопиченої деформації з меридіального перерізу заготовки для зворотного видавлювання без гідропідпору, та зі схеми з використанням гідростатичного підпору.

2. Уточнено метод розрахунку напружено-деформованого стану при зворотному видавлюванні при створенні математичної моделі, яка базується на розв'язанні системи диференціальних рівнянь рівноваги для вісесиметричної деформації, умови пластичності, диференціального рівняння отриманого із умови нестисливості, а також функцій, які за своєю будовою близькі до функцій току.

3. Розроблено метод розрахунку напружено-деформованого стану при зворотному холодному видавлюванні виробів типу «стакан» з глухим отвором.

4. Для більш достовірної оцінки деформованості металів при об'ємному напруженому стані, який має місце при зворотному видавлюванні, удосконалено метод оцінки деформованості шляхом використання поверхні граничних деформацій замість діаграм пластичності.

5. Отримано графіки розподілу ресурсу пластичності по радіусу заготовки. Із аналізу отриманих залежностей випливає, що найбільші значення використаний ресурс має в точках з координатами  $\rho = 1$ ,  $z = 0$ . Крім того значення використаного ресурсу пластичності зменшується з ростом відношення максимального радіуса заготовки до радіуса пуансона.

6. Встановлено, що використання гідростатичного підпору в запропонованій схемі зворотного видавлювання, у порівнянні зі схемою без гідропідпору, дозволило не тільки зменшити ступінь використаного ресурсу пластичності, а й отримати більш рівномірний його розподіл.

7. З отриманих результатів випливає, що теоретичні розрахунки підтвердились отриманими експериментальними розрахунками. Небезпечними виявилися точки при контакті пуансона із заготовкою. Використання гідростатичного підпору, запропоноване нами, дозволило не тільки зменшити ступінь використання ресурсу пластичності, а і отримати більш рівномірний його розподіл, а, отже, підвищити якість отримуваних заготовок при зворотному видавлюванні і покращити технологічну спадковість готових виробів.

## **4 НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН І ДЕФОРМОВАНІСТЬ ЗАГОТОВОК ПРИ ФОРМУВАННІ ВНУТРІШНІХ ШЛІЦЬОВИХ ПОВЕРХОНЬ З ГЛУХИМ ОТВОРОМ**

### **4.1 Експериментальні дослідження процесу формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором**

Оскільки технологічні процеси, що розглядаються в роботі, об'єднує однотипність схеми напруженого стану (об'ємний напружений стан), а також спосіб формоутворення – холодне пластичне деформування, це дає можливість їх удосконалити на основі феноменологічної теорії деформованості.

Розроблений в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. Н. Бакуля НАН України у відділі № 20 під керівництвом О. О. Розенберга технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь у глухих отворах методом холодного пластичного деформування має схему напруженого стану однотипну зі схемою напруження, що реалізується, наприклад, при зворотному видавлюванні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором.

Формування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах холодним пластичним деформуванням забезпечує якість готових виробів, що використовуються в гідротрансмісії тихохідних машин. Під якістю виробів розуміється сприятлива технологічна спадковість, а саме: зміцнення металу, залишкові напруження, мікроструктура, а також залишкова пластичність.

В подальшому об'єктом дослідження буде вказана технологічна операція формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором. Суть вказаного процесу розглядалась в п. 1.1.2.

#### **4.1.1 Формування технологічного паспорту матеріалу (крива течії, діаграма пластичності, градувальні графіки)**

В першу чергу необхідно сформуванати технологічний паспорт досліджуваного матеріалу – сталь 20Х [18], з якого виготовляються вироби з внутрішньою шліцьовою поверхнею з глухим отвором, оскільки наявних стандартних характеристик матеріалу (табл. 4.1, 4.2) для дослідження напружено-деформованого стану недостатньо.

Технологічний паспорт матеріалу сформовано для двох партій матеріалу сталь 20Х.

Таблиця 4.1 – Характеристики матеріалу (СТАНДАРТНІ)

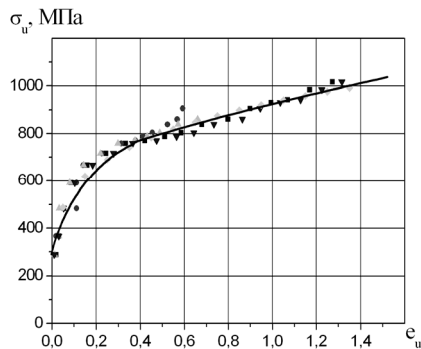
Метал	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	Твердість	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi_{ш}$ , %
Сталь 20Х (відпалена)	0,17–0,23	0,17–0,37	0,5–0,8	0,7–1,0	НВ не більше 179	200–300	400–500	20	55

Таблиця 4.2 – Характеристики матеріалу (ДОСЛІДНІ)

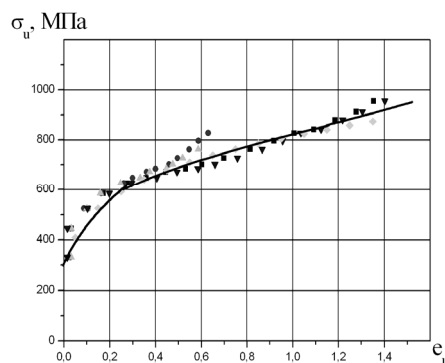
Метал	<i>C</i>	<i>Si</i>	<i>Mn</i>	<i>Cr</i>	<i>HV</i> , МПа	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta$ , %	$\psi_{ш}$ , %
Сталь 20Х (відпалена)	0,17–0,23	0,17–0,37	0,5–0,8	0,7–1,0	1460 (I партія) 1290 (II партія)	275 (I партія) 281,4 (II партія)	479,5	16,9	58,58

Базуючись на методиках [26, 62, 86], нами побудовані такі функції матеріалу:

1. Крива течії матеріалу в координатах «інтенсивність напружень  $\sigma_u$ , інтенсивність деформацій  $e_u$ » (рис. 4.1).



а)



б)

Рисунок 4.1 – Крива течії сталі 20Х

(● – експериментальні дані випробувань на стиск, — – апроксимація згідно з рівнянням (4.1) а) I партія, б) II партія)

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

$$\sigma_u = Ae_u^n, \quad (4.1)$$

де  $A$ ,  $n$  – коефіцієнти апроксимації, що мають фізичний зміст: для матеріалу, що ізотропно зміцнюється  $A = \sigma_u$  при  $e_u = 1$ ,  $n = e_{кр}$  – критична деформація при умовному максимальному напруженні. Для матеріалу сталь 20Х (I партія) коефіцієнти апроксимації  $A = 930$  МПа,  $n = 0,215$ , для матеріалу сталь 20Х (II партія) коефіцієнти апроксимації  $A = 815$  МПа,  $n = 0,230$ .

2. Діаграма пластичності в координатах «граничний ступінь накопиченої інтенсивності деформації до моменту руйнування  $e_p$ , показник напруженого стану  $\eta$ , який дорівнює відношенню середнього напруження до інтенсивності напружень» (рис. 4.2).

Таблиця 4.3 – Експериментальні дані пластичності сталь 20Х при різних показниках  $\eta$ , а також значення коефіцієнта  $\lambda_i$

№ п/п	Матеріал	Граничні деформації			Коефіцієнти	
		$e_p (\eta = 1)$	$e_p (\eta = 0)$	$e_p (\eta = -1)$	$\lambda_1$	$\lambda_2$
1	Сталь 20Х	0,519	0,568	1,38	0,09	0,888

Суцільна лінія (рис. 4.2) побудована згідно з апроксимацією (2.23)–(2.25), запропонованою В. А. Огородніковим (табл. 4.3).

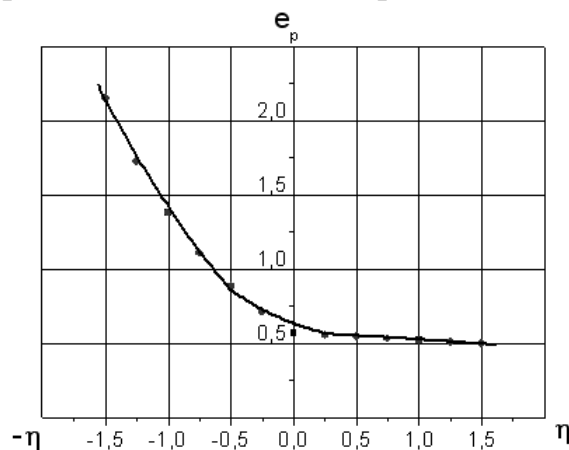
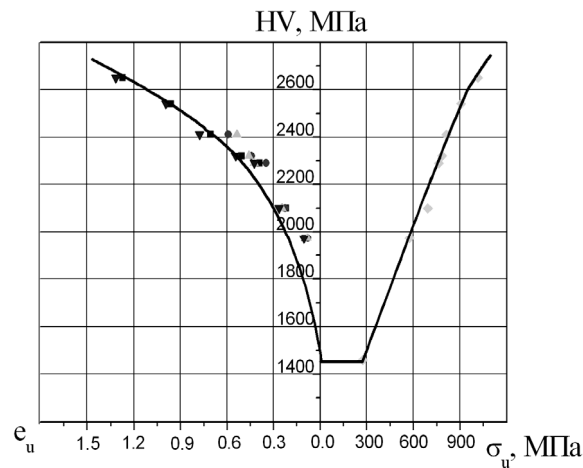
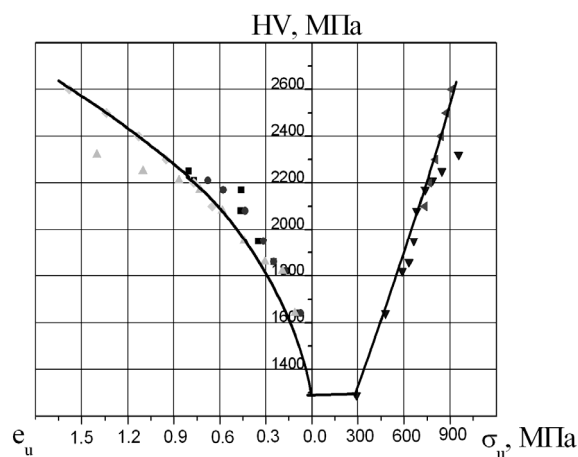


Рисунок 4.2 – Діаграма пластичності сталь 20Х (I, II партія)

3. Градувальний (тарувальний) графік – твердість в залежності від інтенсивності напружень, інтенсивності деформацій  $HV = f(\sigma_u, e_u)$  (рис. 4.3).



a)



б)

Рисунок 4.3 – Градувальний графік сталі 20X а) I партія, б) II партія

#### 4.1.2 Формування заготовки з метою отримання найраціональнішої схеми видавлювання

Для визначення найраціональнішої схеми видавлювання було використано п'ять заготовок зі сталі 20X (I партія) (рис. 4.4). Перед випробуванням заготовки для видавлювання піддавали відпалу. Умови відпалу: нагрівали до 850°C протягом 1 години, потім охолоджували разом з піччю.

Формування заготовок відбувалось через чотири волокни за різними схемами навантаження – прикладання зусилля (рис. 4.5):

- схема № 1 – невільна оправка – зусилля прикладається до хвостовика шліцьової оправки (заг. № 1.1);
- схема № 2 – комбінована (заг. № 1.2);
- схема № 3 – вільна оправка – зусилля прикладається до штовхача, що давить на торець заготовки (заг. № 2.1–2.3).



Результати виконання експериментів наведені в табл. 4.4–4.12 та на рис. 4.7. Варіювали такі параметри: величину сумарного натягу і розподілення натягу по волоках; об’єм металу, що деформується (зовнішній діаметр поверхні оброблюваної заготовки); схеми навантаження.

Таблиця 4.4 – Параметри видавлювання для заготовок № 1.1, 1.2

Номер волоки	Внутрішній діаметр волоки, мм	Величина натягу, мм
1 волока	50	3,8
2 волока	47,4	2,6
3 волока	45,8	1,6
4 волока	44,6	1,2
Сумарний натяг		9,2

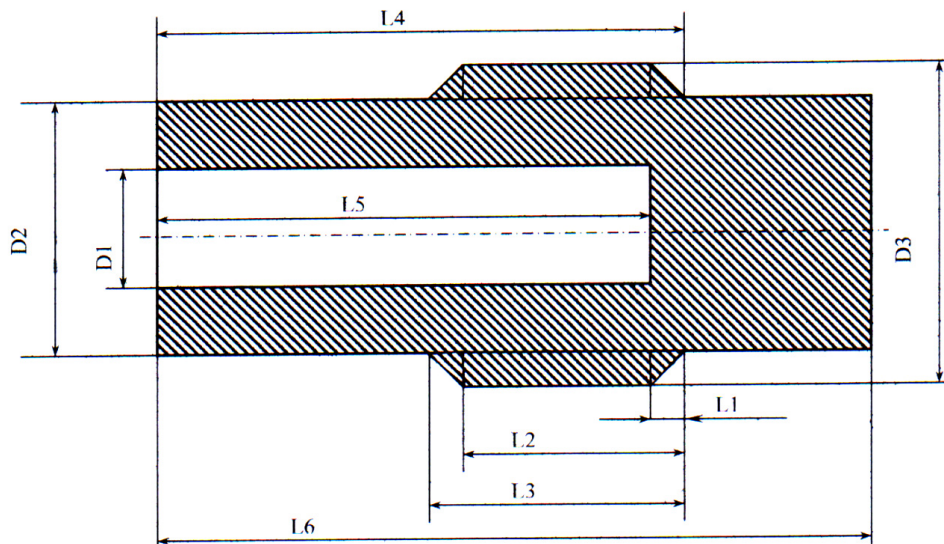


Рисунок 4.6 – Схема замірів геометричних параметрів заготовки

Таблиця 4.5 – Параметри заготовки

Позначення, мм	Розміри заготовки № 1.1, схема № 1 – зусилля прикладається до хвостовика шліцьової оправки	
	До деформації	Після деформації
L1	4	0,3
L2	19,3	37,5
L3	26	38,2
L4	77	90,2
L5	72,4	86
L6	103,7	117
D1	28,5	28,4
D2	44,5	44,1...44,5
D3	53,9	44,7



Таблиця 4.6 – Зусилля видавлювання заготовки № 1.1

Номер волоки	1 волока	2 волока	3 волока	4 волока	Скидання заготовки з оправки
Зусилля видавлювання, т	30	28	22	20	5

Таблиця 4.7 – Параметри заготовки

Позначення, мм	Розміри заготовки № 1.2, схема № 2 – комбінована: на 1 волоці – зусилля прикладається до хвостовика шліцьової оправки; на 2–4 волоках – зусилля прикладається до штовхача, що давить на торець заготовки	
	До деформації	Після деформації
L1	5	1,5
L2	19	37,5
L3	25,2	38
L4	79	90,8
L5	72,6	83,9
L6	104	115,5
D1	28,4	28,4
D2	44,6	44,5...44,6
D3	53,7	44,76...44,7

Таблиця 4.8 – Зусилля видавлювання заготовки № 1.2

Номер волоки	1 волока	2 волока	3 волока	4 волока	Скидання заготовки з оправки
Зусилля видавлювання, т	30	40	27	25	3,5

Таблиця 4.9 – Параметри видавлювання для заготовок № 2.1–2.3, схема № 3 – зусилля прикладається до штовхача, що давить на торець заготовки

Номер волоки	Внутрішній діаметр волоки, мм	Величина натягу, мм
1 волока	51,8	3,7
2 волока	48,8	3,0
3 волока	46,3	2,5
4 волока	44,5	1,8
Сумарний натяг		11

Таблиця 4.10 – Зусилля видавлювання заготовки № 2.1

Номер волоки	Зусилля видавлювання, т	Примітка
1 волока	35	Зовнішній діаметр заготовки – 55 мм; довжина заготовки до деформації – 100 мм, після деформації – 114,5 мм; змазка: графіт з лаком всередині і зовні
2 волока	40	
3 волока	45	
4 волока	40	

Таблиця 4.11 – Зусилля видавлювання заготовки № 2.2

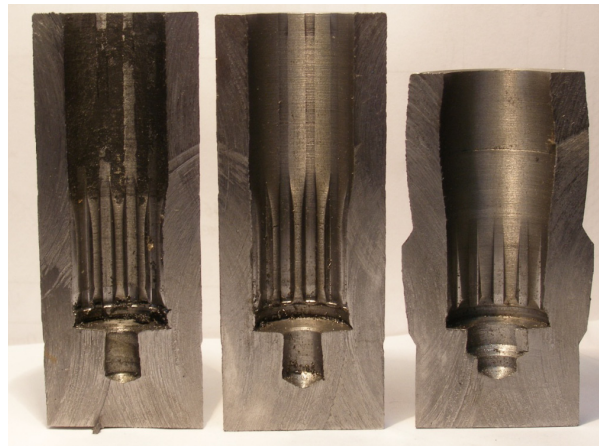
Номер волоки	Зусилля видавлювання, т	Примітка
1 волока	45	Зовнішній діаметр заготовки – 55,3 мм; довжина заготовки до деформації – 100 мм, після деформації – 113,9 мм; змазка: графіт з лаком зовні, всередині – формол
2 волока	53	
3 волока	58	
4 волока	48	

Таблиця 4.12 – Зусилля видавлювання заготовки № 2.3

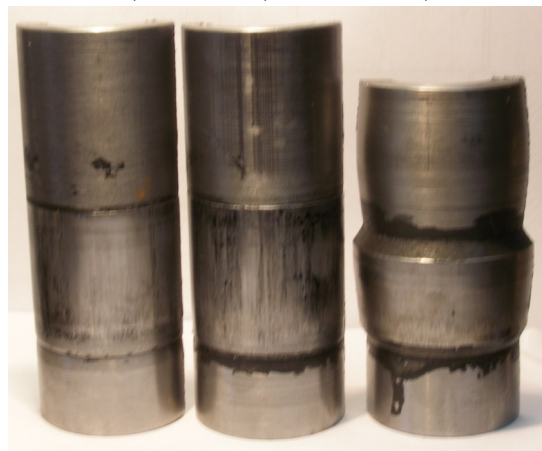
Номер волоки	Зусилля видавлювання, т	Примітка
1 волока	49	Зовнішній діаметр заготовки – 55,5 мм; довжина заготовки до деформації – 100 мм; змазка: графіт з лаком зовні, всередині – формол
2 волока	понад 70, втрата стійкості	
3 волока		
4 волока		

З метою визначення найраціональнішої схеми видавлювання шліцьових поверхонь з глухим отвором дослідили напружено-деформований стан металу п'яти досліджуваних заготовок за методикою, запропонованою в роботі [42] (див. п. 1.3.3). При цьому застосовано метод вимірювання твердості, який дозволив врахувати зміцнення металу, що дало можливість оцінити напруження текучості в розрахунках напружено-деформованого стану.

Для вивчення розподілення твердості, при різних схемах навантаження, вирізані зразки із циліндричних шліцьових виробів заливали в спеціальній обоймі епоксидним клеєм, потім по меридіональній площині їх шліфували, полірували до шорсткості  $R_a < 0,16$  мкм (ГОСТ 2789–73) і вимірювали твердість за Віккерсом HV на приладі ТП–7Р–1 під навантаженням 50 Н та витримкою 12,5 с, як показано на рис. 4.8.

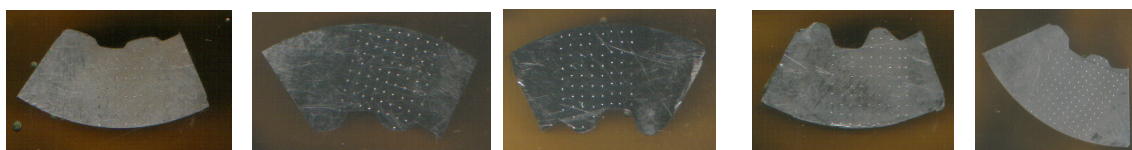


a) б) в)



a) б) в)

Рисунок 4.7 – Заготовки з внутрішньою шліцьовою поверхнею, отримані за схемою навантаження № 3 а) заг. № 2.1, б) заг. № 2.2, в) заг. № 2.3



a) б) в) г) д)

Рисунок 4.8 – Вимірювання твердості на зразках з внутрішньою шліцьовою поверхнею отримані за різними схемами навантаження а) заг. № 1.1, б) заг. № 1.2, в) заг. № 2.1, г) заг. № 2.2, д) заг. № 2.3

Після побудови графіків розподілення твердості будували ізолінії (ізосклери) рівних твердостей при різних схемах навантаження формування шліцьового профілю.

Згідно з градувальним графіком (див. рис. 4.3а) в кожній точці деформованої області визначали інтенсивність напружень і інтенсивність деформацій (рис. 4.9–4.13).

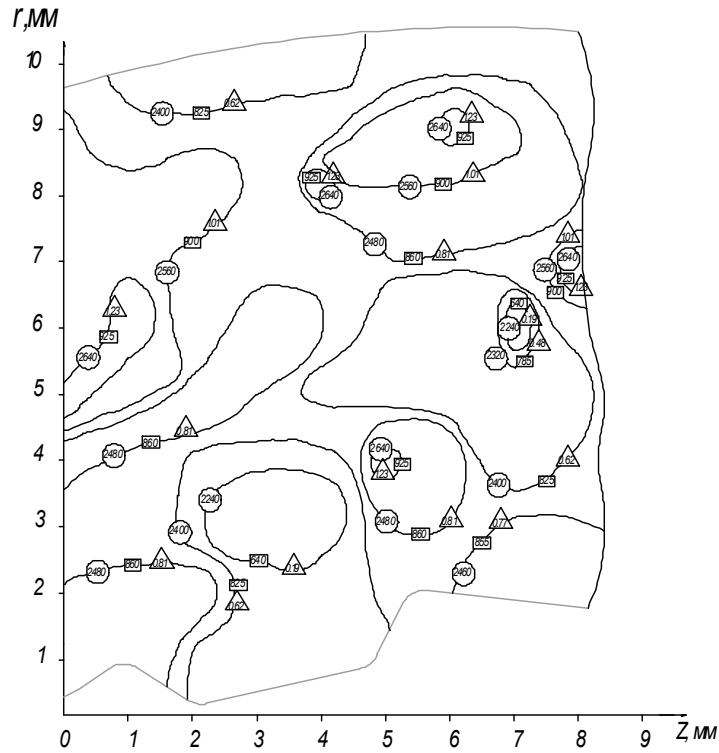


Рисунок 4.9 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $\text{HV}$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки № 1.1

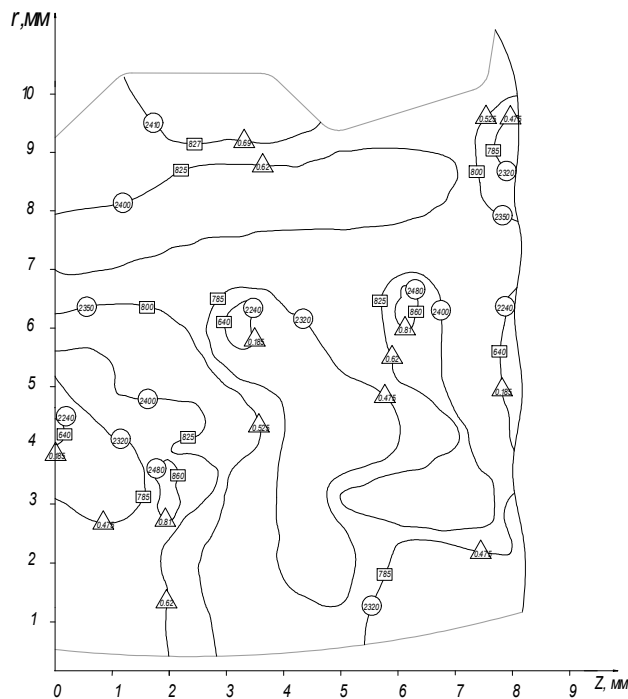


Рисунок 4.10 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $\text{HV}$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки № 1.2

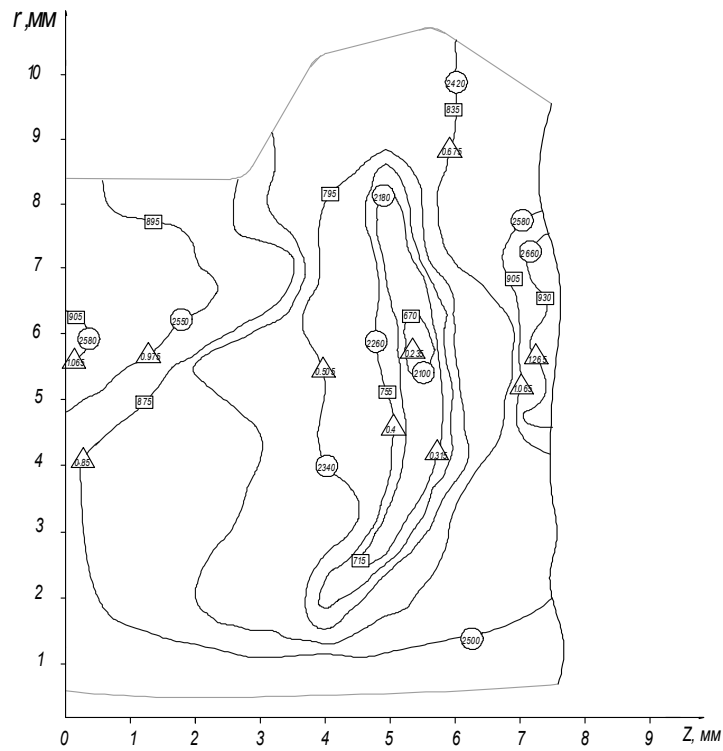


Рисунок 4.11 – Ізолінії (ізосклери) твердості (HV) (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки № 2.1

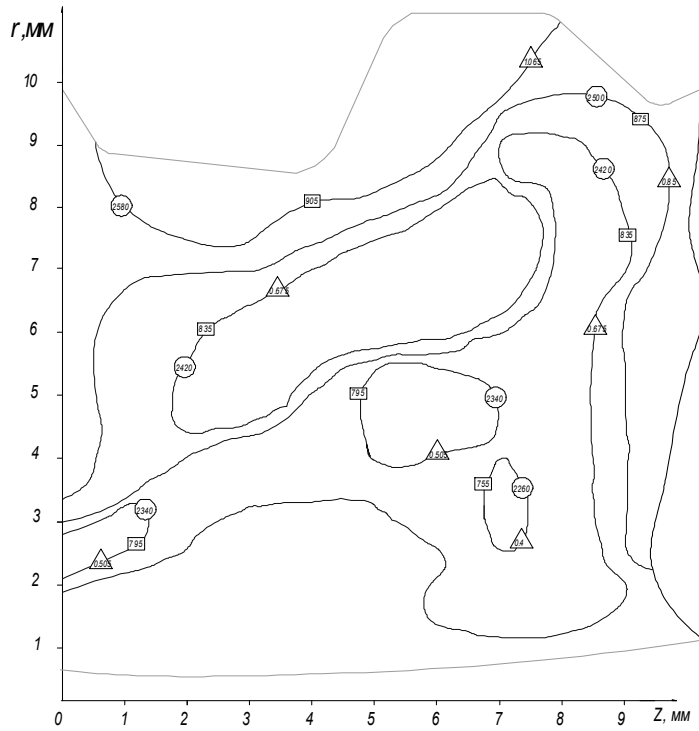


Рисунок 4.12 – Ізолінії (ізосклери) твердості (HV) (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки № 2.2

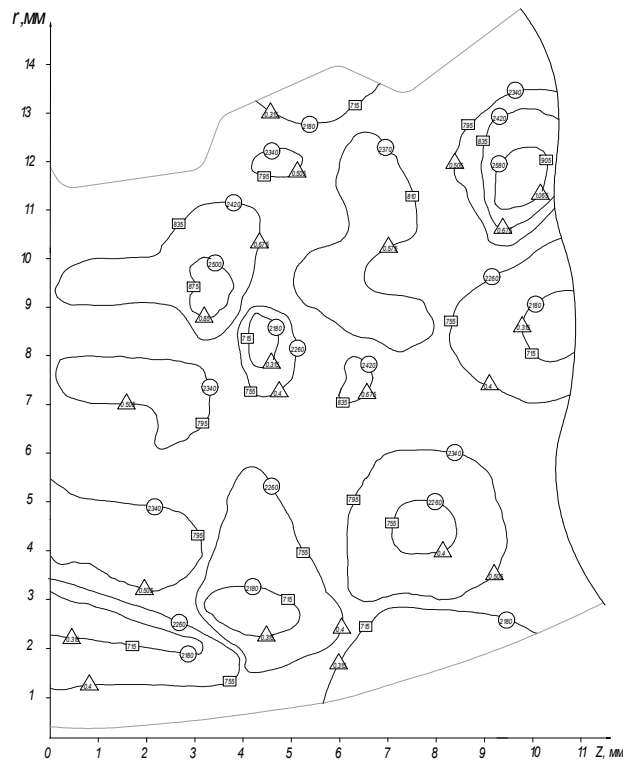


Рисунок 4.13 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $(HV)$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки № 2.3

Як видно із рис. 4.9–4.13, найбільше значення твердості, а відповідно,  $\sigma_u$  і  $\epsilon_u$ , спостерігається поблизу центральної частини впадіння шліцьової поверхні, а найменше значення – поблизу зуба шліцьової поверхні [111].

Напружений стан визначали також інженерним методом із застосуванням диференціальних рівнянь рівноваги і умови пластичності (див. п. 1.3.3).

Таким чином, перший етап розв’язання цієї задачі був розглянутий в двох стадіях: впровадження штампа в пластичний напівпростір і в смугу кінцевих товщини. Другий етап: перша стадія – розглядали крайову задачу пресування, друга стадія – течія металу в збіжному каналі.

Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором наведені в таблиці 4.13–4.17. Результати отримані за допомогою програми MathCAD.

Таблиця 4.13 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях заготовки № 1.1, схема № 1

Етапи формування заготовки № 1.1								
1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1$ $t = 9,5$ $b = 3,4$ $r = 1,7$ $x_1 = 0,57$ $x_2 = 1,13$ $x_3 = 1,7$	1	2440	0,72	840	-791,08	48,92	-371,08	-1,325
	2	2400	0,62	825	-776,96	48,04	-364,46	-1,325
	3	2420	0,675	835	-802,35	32,65	-384,85	-1,383
	4	2480	0,81	860	-842,87	17,13	-412,87	-1,44
	5	2430	0,72	840	-840	0	-420	-1,5
	6	2460	0,765	850	-855	0	-427,5	-1,5
	7	2440	0,72	840	-823,27	16,73	-403,27	-1,44
	8	2465	0,755	850	-833,07	16,93	-408,07	-1,44
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , Град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,85	2400	825	0,573	0	85,4	-867,23	-17,56 * $10^{-7} \approx 0$	-1,422
				5	85,97	-866,1	16,33	-1,418
				15	90,55	-856,94	49,38	-1,393
				25	99,72	-838,1	83,67	-1,343
				30	106,02	-824,7	101,57	-1,307

Таблиця 4.14 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях заготовки № 1.2, схема № 2

Етапи формування заготовки № 1.2								
1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1,35$ $t = 10$ $b = 3$ $r = 1,5$ $x_1 = 0,5$ $x_2 = 1,0$ $x_3 = 1,5$	1	2370	0,575	810	-768,94	41,06	-363,94	-1,348
	2	2400	0,62	825	-783,18	41,82	-370,68	-1,348
	3	2400	0,62	825	-796,88	28,12	-384,38	-1,398
	4	2480	0,62	825	-810,82	14,18	-398,32	-1,448
	5	2405	0,65	830	-830	0	-415	-1,5
	6	2400	0,62	825	-825	0	-412,5	-1,5
	7	2400	0,62	825	-810,82	14,18	-398,32	-1,448
	8	2395	0,62	825	-796,88	28,12	-384,38	-1,398
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , Град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,35	2410	830	0,589	0	118,68	-839,72	-18,25*10	-1,303
				5	119,25	-838,6	16,22	-1,3
				15	123,81	-829,56	49,03	-1,275
				25	132,95	-810,95	83,06	-1,225
				30	139,23	-797,72	100,81	-1,19



Таблиця 4.15 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях заготовки № 2.1, схема № 3

Етапи формування заготовки № 2.1								
1 етап								
Пара- метри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1,9$ $t = 10$ $b = 2,7$ $r = 1,35$ $x_1 = 0,45$ $x_2 = 0,9$ $x_3 = 1,35$	1	2470	0,79	860	-818,06	41,94	-388,06	-1,354
	2	2560	1,01	900	-856,11	43,89	-406,11	-1,354
	3	2555	0,995	895	-856,66	29,34	-418,16	-1,402
	4	2525	0,92	885	-870,37	14,63	-427,87	-1,45
	5	2435	0,71	840	-840	0	-420	-1,5
	6	2430	0,72	840	-840	0	-420	-1,5
	7	2440	0,72	840	-826,12	13,88	-406,12	-1,45
	8	2455	0,755	850	-822,13	27,87	-397,13	-1,402
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,25	2420	835	0,606	0	165,46	-798,72	$-19,23 \cdot 10^{-7}$	-1,138
				5	166,02	-797,62	16,01	-1,135
				15	170,55	-788,75	48,42	-1,111
				25	179,61	-770,51	81,99	-1,061
				30	185,85	-757,56	99,5	-1,027

Таблиця 4.16 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях заготовки № 2.2, схема № 3

Етапи формування заготовки № 2.2								
1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1,9$ $t = 10,15$ $b = 2,8$ $r = 1,4$ $x_1 = 0,47$ $x_2 = 0,93$ $x_3 = 1,4$	1	2420	0,675	835	-793,55	41,45	-376,05	-1,351
	2	2555	0,995	895	-850,58	44,42	-403,08	-1,351
	3	2545	0,97	895	-865,24	29,76	-417,74	-1,4
	4	2580	1,065	905	-889,66	15,34	-437,16	-1,449
	5	2580	1,065	905	-905	0	-452,5	-1,5
	6	2420	0,675	835	-835	0	-417,5	-1,5
	7	2420	0,675	835	-820,85	14,15	-403,35	-1,449
	8	2420	0,675	835	-807,23	27,77	-389,73	-1,4
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,1	2580	905	0,881	0	181,91	-863,1	-19,95*10	-1,129
				5	182,53	-861,88	17,66	-1,126
				15	187,5	-852,03	53,41	-1,101
				25	197,45	-831,77	90,47	-1,051
				30	204,3	-817,36	109,81	-1,016

Таблиця 4.17 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях заготовки № 2.3, схема № 3

Етапи формування заготовки № 2.3								
1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1$	1	2340	0,505	795	-767,72	27,28	-370,22	-1,397
$t = 12,6$	2	2420	0,675	835	-805,83	29,17	-388,33	-1,395
$b = 2,75$	3	2420	0,675	835	-815,47	19,53	-397,97	-1,43
$r = 1,38$	4	2420	0,675	835	-825,23	9,77	-407,73	-1,465
$x_1 = 0,46$	5	2420	0,675	835	-835,11	-0,11	-417,61	-1,5
$x_2 = 0,92$	6	2280	0,425	765	-765,1	$-98,93 \cdot 10^{-3}$	-382,6	-1,5
$x_3 = 1,38$	7	2340	0,505	795	-785,7	9,3	-388,2	-1,465
	8	2340	0,505	795	-776,91	18,09	-379,41	-1,432
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
9,65	2180	715	0,294	0	96,32	-729,29	$-18,08 \cdot 10^{-7}$	-1,328
				5	96,79	-728,39	13,21	-1,325
				15	100,56	-721,18	39,94	-1,302
				25	108,11	-706,36	67,6	-1,255
				30	113,31	-695,85	81,99	-1,222

В таблиці 4.18 наведено результати розрахунків напружено-деформованого стану і показника  $\eta$  для небезпечних з точки зору руйнування областей для п'яти заготовок.

Таблиця 4.18 – Результати розрахунків напружено-деформованого стану

1 етап									
№ Заготовки	№ Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$	
1.1	4	2480	0,81	860	-842,87	17,13	-412,87	-1,44	
1.2	2	2400	0,62	825	-783,18	41,82	-370,68	-1,348	
2.1	2	2560	1,01	900	-856,11	43,89	-406,11	-1,354	
2.2	2	2555	0,995	895	-850,58	44,42	-403,08	-1,351	
2.3	2	2420	0,675	835	-805,83	29,17	-388,33	-1,395	
2 етап									
№ Заготовки	$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
1.1	12,85	2400	825	0,573	30	106,02	-824,7	101,57	-1,307
1.2	12,35	2410	830	0,589	30	139,23	-797,72	100,81	-1,19
2.1	12,25	2420	835	0,606	30	185,85	-757,56	99,5	-1,027
2.2	12,1	2580	905	0,881	30	204,3	-817,36	109,81	-1,016
2.3	9,65	2180	715	0,294	30	113,31	-695,85	81,99	-1,222

На рис. 4.14 показана діаграма пластичності сталі 20X і область напружено-деформованого стану в процесі формування внутрішніх шліцьових поверхонь на прикладі заготовки № 1.2.

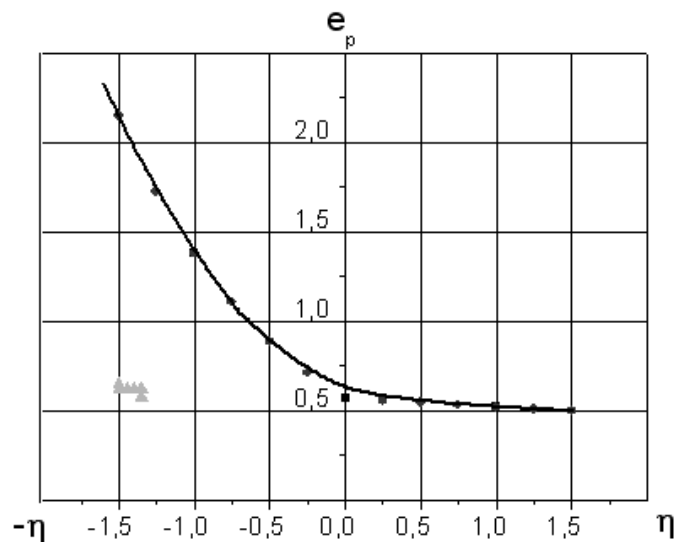


Рисунок 4.14 – Діаграма пластичності сталі 20X і область напружено-деформованого стану – ▲ (заготовка № 1.2)

Використаний ресурс пластичності розраховували за критерієм, запропонованим Г. А. Смірновим-Аляєвим (вплив історії деформування не враховується) [22]:

$$\psi = \frac{e_u}{e_p(\eta)} \leq 1, \quad (4.2)$$

де  $e_p(\eta)$  – гранична деформація в момент появи перших тріщин, що можна виявити візуально;  $e_u$  – рівень досягнутих деформацій.

В табл. 4.19 наведені результати розрахунків використаного ресурсу пластичності для небезпечних з точки зору руйнування областей для п'яти заготовок.

Таблиця 4.19 – Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності

№ заготовки	1.1	1.2	2.1	2.2	2.3
№ точки	4	5	2	5	2
$\psi$ (поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні)	0,4	0,3	0,534	0,518	0,353
$\psi$ (поблизу зуба шліцьової поверхні)	0,32	0,31	0,437	0,634	0,2

За результатами оцінки використаного ресурсу пластичності виробів із сталі 20X за допомогою феноменологічного критерію деформованості показано, що ресурс пластичності виробів знаходиться в межах  $0,634 \geq \psi \geq 0,3$  [112].

Найсприятливішою з точки зору використаного ресурсу пластичності є комбінована схема навантаження (заготовка № 1.2,  $\psi = 0,3$  – поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні;  $\psi = 0,31$  – поблизу зуба шліцьової поверхні).

#### 4.1.3 Поетапне формування заготовки

Необхідність поетапного формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором зумовлена тим, що для надання практичних рекомендацій з удосконалення цього процесу потрібно мати інформа-

цію про напружено-деформований стан протягом усього процесу формозмінення.

Для вивчення поетапного формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором і для поліпшення протікання процесу, як відомо, при немонотонному деформуванні, коли змінюється знак деформації, проявляється ефект Баушингера: граничний до руйнування ступінь деформації, а також гранична стійка деформація ростуть [88], нами та робітниками відділу № 20 під керівництвом О. О. Розенберга (інститут надтвердих матеріалів ім. В. Н. Бакуля АН України) було запропоновано змінити конструкцію пристрою для формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором шляхом заміни чотирьох волок в обоймі на сім (рис. 4.15), з можливістю зняття заготовки для дослідження після проходження через 2, 4, 6, 7 волокни.

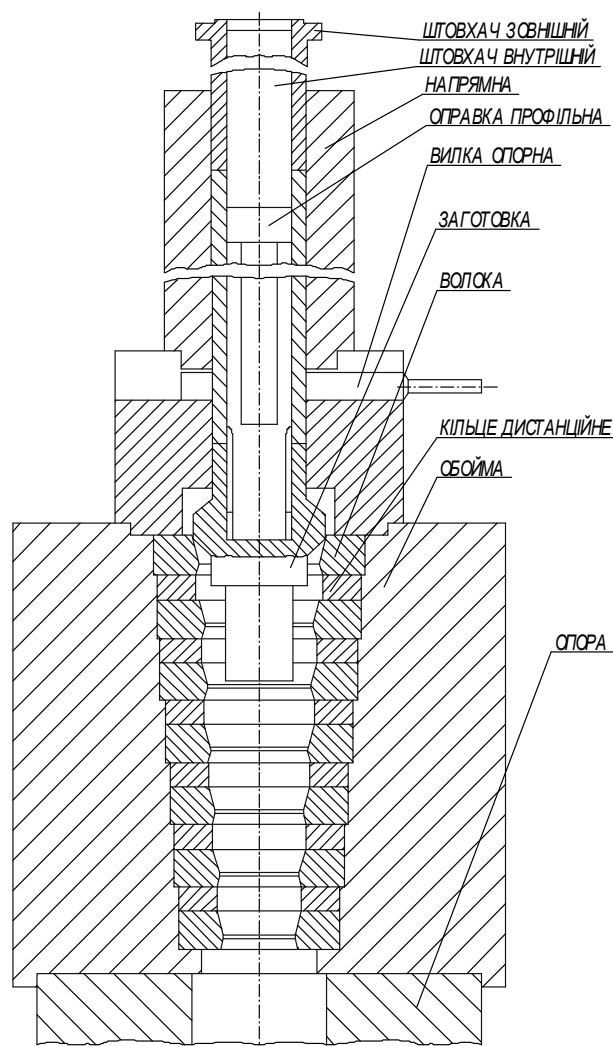


Рисунок 4.15 – Схема формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором через сім волок

Результати вимірювання геометричних параметрів заготовок зі сталі 20Х (ІІ партія) при ступінчастому формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором через волокни № 2, 4, 6, 7 наведені в табл. 4.20 і на рис. 4.16, а результати вимірювань силових параметрів в процесі видавлювання – в табл. 4.21.

Таблиця 4.20 – Геометричні параметри заготовок

Номер волокни	$d_{вн}$ , мм	$D_{зовн}$ , мм			$D1$ , мм	$D2$ , мм	$L1$ , мм	$L2$ , мм	$L3$ , мм	$L4$ , мм	$L5$ , мм	Висота зуба, мм	
		1	2	3									
2	До деформ.	28,22	58,24			44,62	44,6	104,6	90,74	15,6	40,36	62,6	0,795
	Після	28,91	52,10	52,15	52,9	45,535	44,56	107,98	93,02	25,90	34,32	65,80	
4	До деформ.	28,3	58,34			44,32	44,47	105,9	90,83	15,3	40,7	63	1,340
	Після	28,5	48,11	48,10	49,84	45,5- 45,48	45,43	114,68	100,04	36,76	32,30	71,82	
6	До деформ.	29,3	58,48			44,18	44,8	105,5	91,34	14,6	41,8	62,66	1,510
	Після	29,72	45,63	45,61	46,59	45,48	44,55	118,86	104,84	44,86	30,07- 27,10	76,24	
7	До деформ.	28,32	58,26			44,3	44,6	105,1	90,24	14,0	40,6	62,92	1,765
	Після	28,13	44,65	44,67	44,68	44,54	44,22	124,0	109,2	51,0- 61,0	28,44- 20,92	81,64	

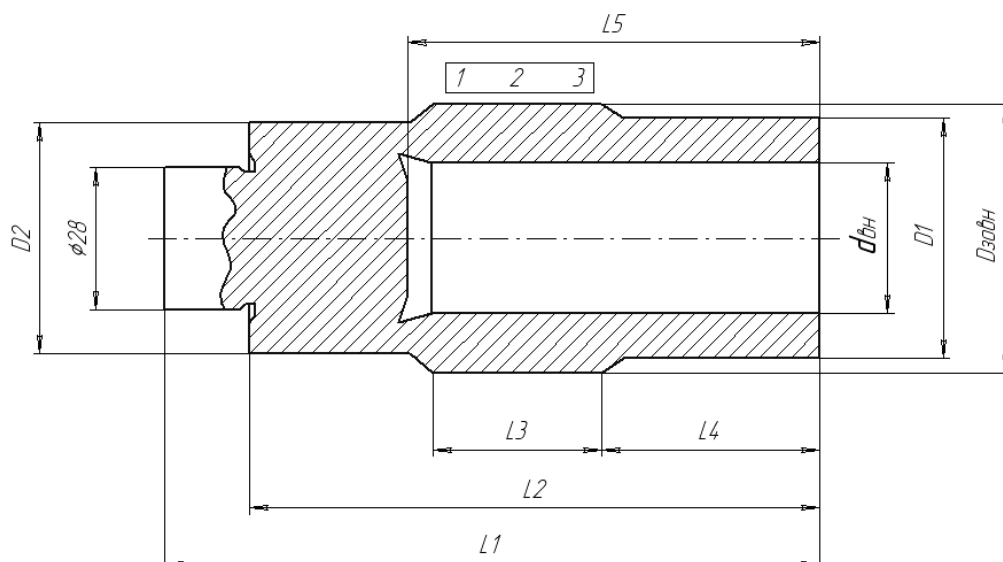
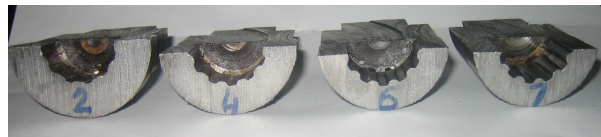


Рисунок 4.16 – Схема замірів геометричних параметрів заготовки

Таблиця 4.21 – Результати вимірювань силових параметрів в процесі видавлювання

Номер волоки	Розподіл сумарної сили видавлювання по волокнах, Кн							Зусилля зняття з оправки, кН
	1	2	3	4	5	6	7	
2	284	421						19,6
4	303	441	421	382				19,6
6	254	411	402	372	421	402		29,4
7	294	421	411	382	510	470	411	39,2

На рис. 4.17 зображено фотографії заготовок, отриманих при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором відповідно через 2, 4, 6, 7 волокни.



а)



б)



в)

Рисунок 4.17 – Заготовки з внутрішньою шліцьовою поверхнею, отримані при поетапному формуванні

Для вивчення розподілення твердості заготовки на переходах поетапного формування розрізали і вирізали зразки, які заливали в спеціальній обоймі епоксидним клеєм, потім по меридіональній площині їх



шліфували, полірували до шорсткості  $R_a < 0,16$  мкм (ГОСТ 2789–73) і вимірювали твердість за Віккерсом HV на приладі ТП–7Р–1 під навантаженням 50 Н та витримкою 12,5 с, як показано на рис. 4.18.

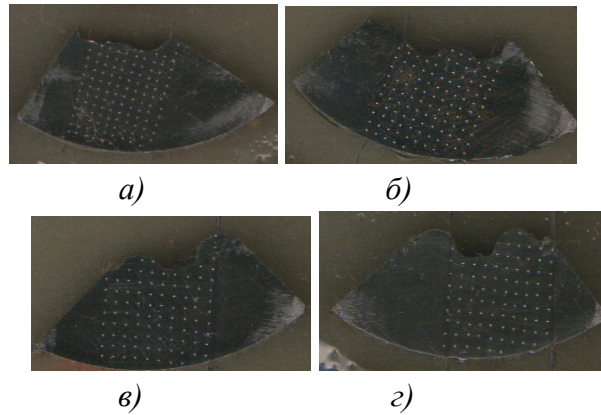


Рисунок 4.18 – Вимірювання твердості на зразках з внутрішньою шліцьовою поверхнею отриманих при поетапному формуванні через:  
а) волоку № 2, б) волоку № 4, в) волоку № 6, г) волоку № 7

Після побудови графіків розподілення твердості будували ізолінії (ізосклери) рівних твердостей при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором.

Згідно з градувальним графіком (див. рис. 4.3б) в кожній точці деформованої області визначали інтенсивність напружень і інтенсивність деформацій (рис. 4.19–4.22).

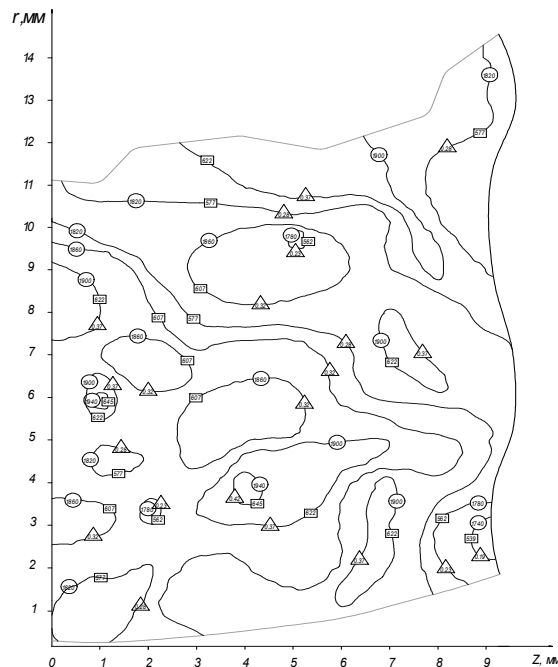


Рисунок 4.19 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $\text{HV}$  (МПа), інтенсивність напружень –  $\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки при проходженні через волоку № 2

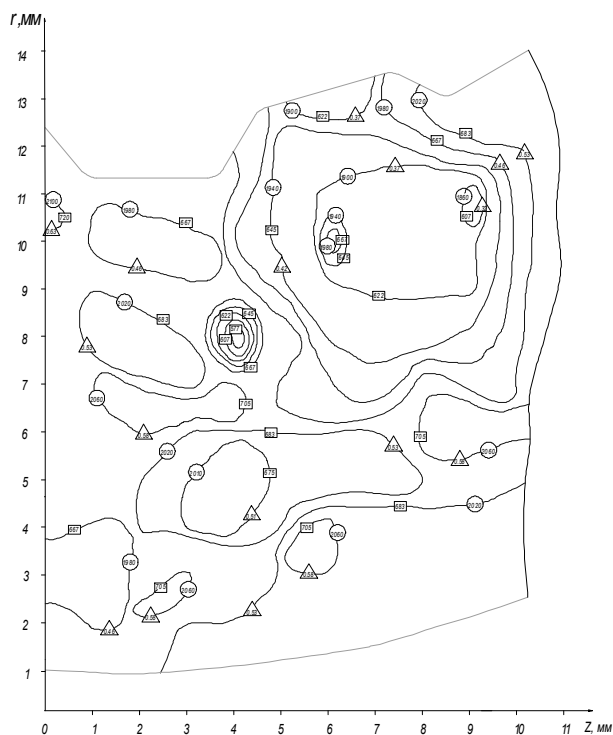


Рисунок 4.20 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $(HV)$  (МПа), інтенсивність напружень  $-\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій  $-\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки при проходженні через волоку № 4

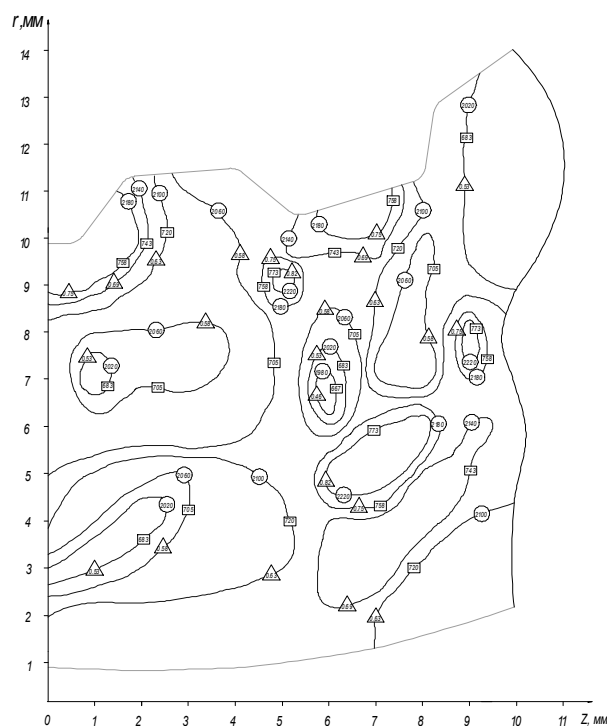


Рисунок 4.21 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $(HV)$  (МПа), інтенсивність напружень  $-\sigma_u$  (МПа), інтенсивність деформацій  $-\epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки при проходженні через волоку № 6

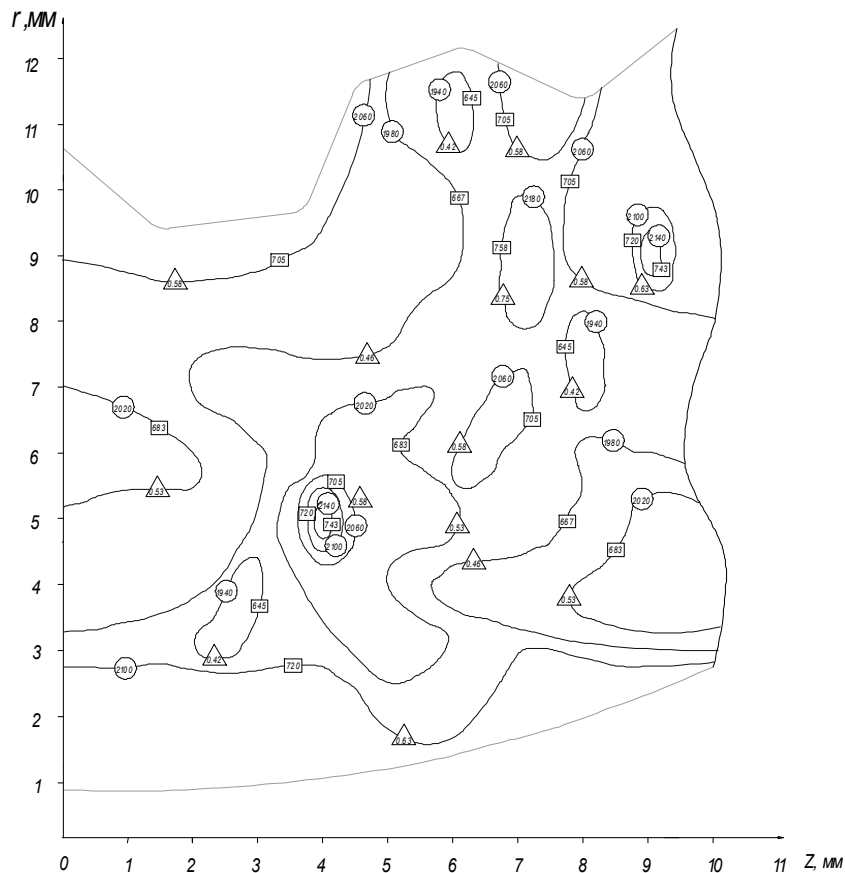


Рисунок 4.22 – Ізолінії (ізосклери) твердості  $(HV)$  (МПа), інтенсивність напружень –  $[\sigma_u]$  (МПа), інтенсивність деформацій –  $\triangle \epsilon_u$  в меридіональному перерізі заготовки при проходженні через волоку № 7

## 4.2 Визначення напружено-деформованого стану при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь

Напружено-деформований стан розраховували за методикою запропонованою в роботі [42] (див. п. 1.3.3).

Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором наведені в таблиці 4.22–4.25. Результати отримані за допомогою програми MathCAD.

Таблиця 4.22 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при проходженні заготовки через волоку № 2

1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 0,795$ $t = 12,53$ $b = 2,8$ $r = 1,4$ $x_1 = 0,47$ $x_2 = 0,93$ $x_3 = 1,4$	1	1820	0,277	577	-556,71	20,29	-268,21	-1,395
	2	1875	0,34	615	-593,38	21,62	-285,88	-1,395
	3	1820	0,277	577	-563,44	13,56	-274,94	-1,43
	4	1820	0,277	577	-570,11	6,89	-281,61	-1,464
	5	1850	0,31	599	-599	0	-299,5	-1,5
	6	1820	0,277	577	-577	0	-288,5	-1,5
	7	1820	0,277	577	-570,11	6,89	-281,61	-1,464
	8	1820	0,277	577	-563,44	13,56	-274,94	-1,43
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
13,66	1900	622	0,368	0	48,21	-670,02	$-15,04 \cdot 10^{-6}$	-1,5
				5	48,62	-669,22	11,7	-1,497
				15	51,94	-662,79	35,37	-1,473
				25	58,6	-649,57	59,88	-1,425
				30	63,18	-640,19	72,65	-1,392

Таблиця 4.23 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при проходженні заготовки через волоку № 4

1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1,340$ $t = 11,42$ $b = 2,8$ $r = 1,4$ $x_1 = 0,47$ $x_2 = 0,93$ $x_3 = 1,4$	1	1980	0,46	683	-594,43	88,57	-252,93	-1,111
	2	1980	0,46	667	-580,51	86,49	-247,01	-1,111
	3	1980	0,46	667	-608,21	58,79	-274,71	-1,236
	4	1980	0,46	667	-636,61	30,39	-303,11	-1,363
	5	2010	0,512	675	-675	0	-337,5	-1,5
	6	1990	0,48	668	-668	0	-334	-1,5
	7	2020	0,572	683	-651,88	31,12	-310,38	-1,363
	8	2020	0,572	683	-622,8	60,2	-281,3	-1,236

Продовження табл. 4.23

2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,87	2000	675	0,5	0	129,78	-649,65	$-15,94 \cdot 10^{-5}$	-1,155
				5	130,41	-643,45	46,49	-1,14
				15	134,56	-590,05	143,56	-1,012
				25	134,94	-453,15	255,76	-0,707
				30	120,83	-309,88	324,8	-0,42

Таблиця 4.24 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при проходженні заготовки через волоку № 6

1 етап								
Параметри, мм	Точки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\eta$
$h = 1,510$ $t = 10,09$ $b = 2,8$ $r = 1,4$ $x_1 = 0,47$ $x_2 = 0,93$ $x_3 = 1,4$	1	1985	0,474	667	-562,72	104,28	-229,22	-1,048
	2	2030	0,542	690	-582,13	107,87	-237,13	-1,048
	3	2030	0,542	690	-616,32	73,68	-271,32	-1,18
	4	2035	0,549	690	-651,72	38,28	-306,72	-1,334
	5	2055	0,572	697	-697	0	-348,5	-1,5
	6	2060	0,58	705	-705	0	-352,5	-1,5
	7	2060	0,58	705	-665,89	39,11	-313,39	-1,334
	8	2005	0,504	675	-602,92	72,08	-265,42	-1,18
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,8	2040	690	0,549	0	149,34	-647,4	$-16,3 \cdot 10^{-5}$	-1,083
				5	149,99	-641,06	47,51	-1,068
				15	154,22	-586,5	146,72	-0,94
				25	154,64	-446,64	261,38	-0,635
				30	140,25	-300,32	331,93	-0,348

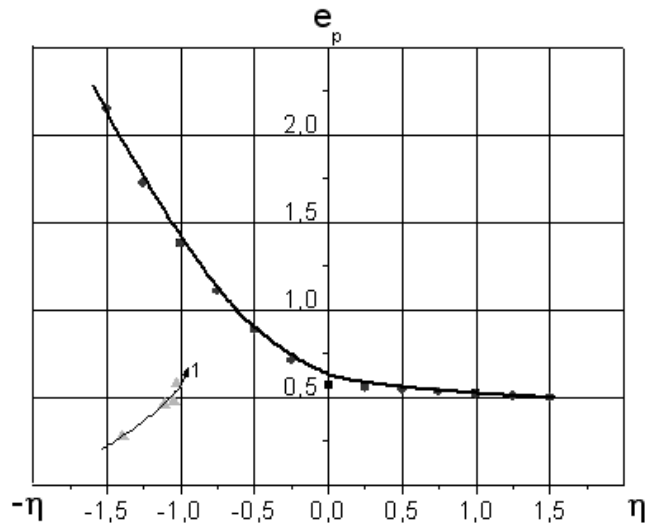
Таблиця 4.25 – Результати розрахунків напружень в найбільш характерних точках і областях при проходженні заготовки через волоку № 7

1 етап								
Пара- метри, мм	Точ- ки	HV, МПа	$e_u$	$\sigma_u$ , МПа	$\sigma_z$ , МПа	$\sigma_x$ , МПа	$\sigma_0$ , МПа	$\eta$
$h = 1,765$ $t = 10,0$ $b = 2,8$ $r = 1,4$ $x_1 = 0,47$ $x_2 = 0,93$ $x_3 = 1,4$	1	2060	0,58	705	-598,86	106,14	-246,36	-1,031
	2	2135	0,685	735	-624,34	110,66	-256,84	-1,031
	3	2100	0,633	720	-646,04	73,96	-286,04	-1,192
	4	2100	0,633	720	-681,62	38,38	-321,62	-1,34
	5	2100	0,633	720	-720	0	-360	-1,5
	6	2205	0,776	773	-773	0	-386,5	-1,5
	7	2180	0,753	758	-717,59	40,41	-338,59	-1,34
	8	2100	0,633	720	-646,04	73,96	-286,04	-1,192
2 етап								
$\rho$ , мм	HV, МПа	$\sigma_u$ , МПа	$e_u$	$\theta$ , град	$\sigma_\rho$ , МПа	$\sigma_\theta$ , МПа	$\tau_{\rho\theta}$ , МПа	$\eta$
12,245	2060	705	0,58	0	184,09	-629,98	$-16,7 \cdot 10^{-5}$	-0,949
				5	184,75	-623,53	48,43	-0,934
				15	189,11	-568,01	149,55	-0,806
				25	189,65	-425,88	266,37	-0,503
				30	175,3	-277,72	338,18	-0,218

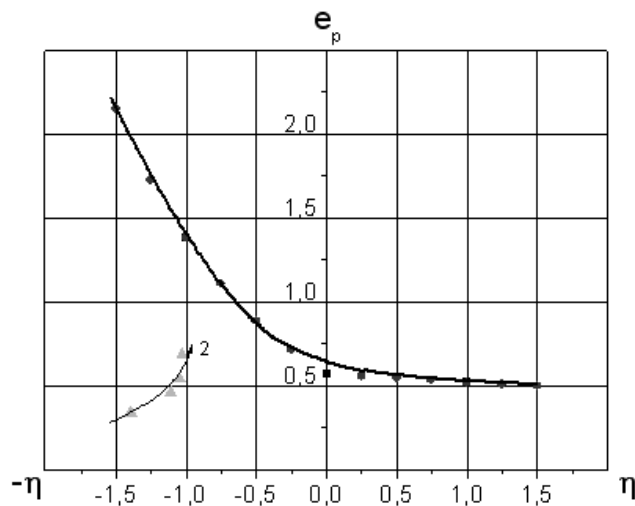
Із результатів розрахунків напружено-деформованого стану, наведених в табл. 4.22–4.25, випливає, що найбільш небезпечними областями є області поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні – точки 1, 2, та поблизу зуба шліцьової поверхні  $\theta = 30^\circ$ .

#### 4.3 Оцінка деформованості заготовок при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах

Для областей, найбільш близьких до руйнування, побудували шляхи деформування характерних точок 1, 2 (рис. 4.23).



а)



б)

Рисунок 4.23 – Діаграма пластичності сталі 20Х і шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором: а) т. 1; б) т. 2

Використаний ресурс пластичності  $\psi$  розраховували за критерієм

$$(1.59): \psi = \int_0^{e_p} n \frac{e_u^{n-1}}{e_p(\eta)^n} de_u \leq 1, \text{ де } n = 1 + a \cdot \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_u}, \text{ запропонованим}$$

Г. Д. Делем, В. А. Огородніковим і В. Г. Нахайчуком.

В табл. 4.26 наведені результати розрахунків використаного ресурсу пластичності для небезпечних, з точки зору руйнування, областей.

Таблиця 4.26 – Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності

$\psi$	Волока № 2	Волока № 4	Волока № 6	Волока № 7
точка 1 – поблизу впадини шліцьової поверхні	0,14	0,3	0,32	0,41
точка 2 – поблизу впадини шліцьової поверхні	0,17	0,3	0,36	0,48
поблизу зуба шліцьової поверхні $\theta = 30^\circ$	0,19	0,58	0,69	0,78

Варто відмітити, що при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором реалізується об’ємний напружений стан. В зв’язку з цим необхідно врахувати третій інваріант тензора напружень  $I_3(T_\sigma)$ . Використовуючи методику, запропоновану В. А. Огородніковим [62, с. 65–68], для врахування впливу  $I_3(T_\sigma)$  на величину граничної деформації розраховували показник напруженого стану за критерієм

$$(1.60): \quad \chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_u} \quad \text{для різних значень показника}$$

$\eta$  ( $-2 \leq \eta \leq 0$ ), визначили  $f(\eta)$  за функціональною залежністю, наведеною в роботі [1, с. 68, рис. 39] і з виразу  $f(\eta) = \frac{\chi}{\Delta\eta - \eta}$  визначили  $\Delta\eta$ .

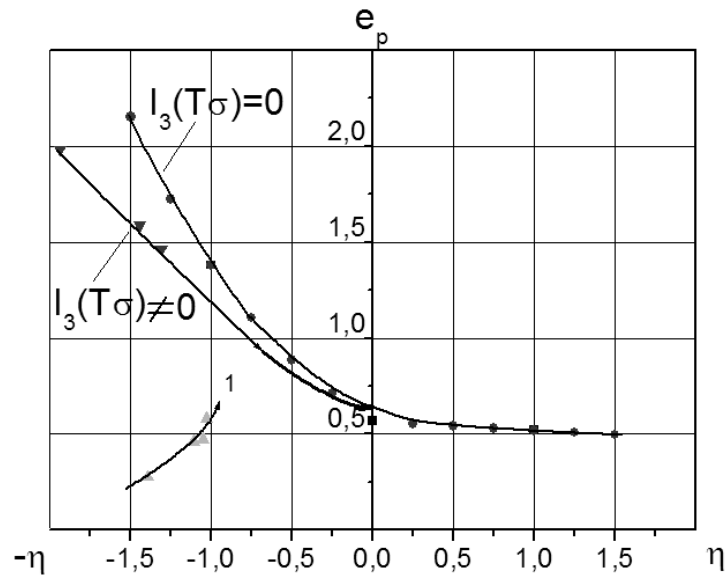
Величина  $\Delta\eta$  визначає «зміщення» вздовж вісі  $\eta$  кривої  $e_p^* = f(\eta)$ , що побудована при  $I_3(T_\sigma) \neq 0$  відносно кривої  $e_p = f(\eta)$ , побудованої при  $I_3(T_\sigma) = 0$ . Таким чином, нами було введено поправку на діаграмі пластичності, пов’язану з впливом показника  $\chi$  (рис. 4.24).

Отримані результати по діаграмі пластичності сталі 20X з урахуванням показника  $\chi$  використовували для розрахунку використаного ресурсу пластичності за критерієм (1.64)

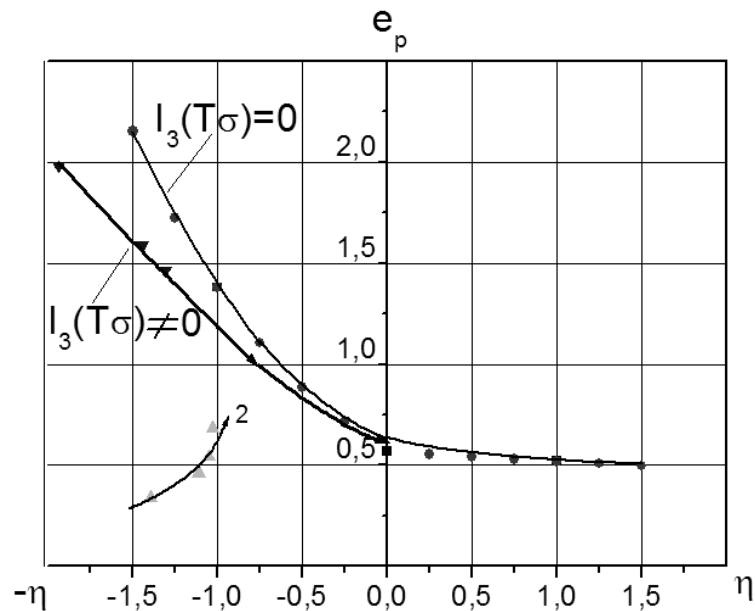
$$\psi = \int_0^{e_u^*} (1 + f) \frac{e_u^f de_u}{e_p^*[\eta(e_u)]^{1+f}} \leq 1, \quad \text{де}$$

$$f = 0.2 \arctg \left( \frac{d\eta}{de_u} + \frac{d\chi}{de_u} \right).$$





а)



б)

Рисунок 4.24 – Діаграма пластичності сталі 20Х з урахуванням показника  $\chi$  і шляхи деформування частинок матеріалу в небезпечних областях при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором:  
а) т. 1; б) т. 2

В табл. 4.27 наведені результати розрахунків використаного ресурсу пластичності за критерієм (1.64), що враховує вплив третього інваріанту тензора напружень для небезпечних з точки зору руйнування областей.

Таблиця 4.27 – Результати розрахунків використаного ресурсу пластичності

$\psi$	Волока № 2	Волока № 4	Волока № 6	Волока № 7
точка 1 – поблизу впадини шліцьової поверхні	0,2	0,36	0,4	0,5
точка 2 – поблизу впадини шліцьової поверхні	0,23	0,36	0,45	0,6
поблизу зуба шліцьової поверхні $\theta = 30^\circ$	0,25	0,64	0,75	0,84

За результатами досліджень отримані такі результати:

1. На основі аналізу напружено-деформованого стану оцінено використаний ресурс пластичності і визначені області найбільш близькі до руйнування: поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні та поблизу зуба шліцьової поверхні.

2. Використаний ресурс пластичності оцінено з урахуванням показників напруженого стану, що включають в себе три інваріанти тензора і девіатора напружень.

3. Показано, що врахування третього інваріанта тензора напружень ( $I_3 (T_\sigma)$ ) при оцінці використаного ресурсу пластичності приводить до пониження граничної до руйнування деформації, а, відповідно, до збільшення використаного ресурсу пластичності. Інформація про використаний ресурс пластичності дозволила рекомендувати необхідність переходу до схеми деформування з обмеженою осью течією металу та введення проміжних відпалів в процесі формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором.

4. Показано, що найсприятливішою схемою навантаження при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором є комбінована схема навантаження.

5. Визначено, що при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором реалізується об'ємна схема напруженого стану с двома стискаючими і одним розтягувальним напруженнями. Показник напруженого стану знаходиться в межах  $1,5 \leq \eta \leq -0,218$ .

## **5 УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ХОЛОДНОГО ПЛАСТИЧНОГО ДЕФОРМУВАННЯ З МЕТОЮ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ГОТОВИХ ВИРОБІВ**

### **5.1 Технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором**

Технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором методом холодного пластичного деформування та суть цього процесу описано в п. 1.2. Показано, що процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором методом холодного пластичного деформування є продуктивним із високим коефіцієнтом використання матеріалу, однак в процесі є деякі недоліки, пов'язані з проблемою заповнення профілю виробу. В цьому ж пункті вказано, що для отримання якісних виробів необхідно володіти інформацією про накоплену інтенсивність деформацій та використаний ресурс пластичності. В розділі 4 така інформація отримана. Дано розподілення використаного ресурсу пластичності в найбільш небезпечних з точки зору руйнування областях виробу. Для врахування немонотонності деформації і ефекту Баушингера запропоновано технологічний процес формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором реалізувати не через чотири волокни, а через сім.

### **5.2 Технологічний процес зворотного видавлювання при формуванні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором**

При виготовленні циліндричних виробів типу «стакан» із прутка матеріалу АД0 та М1 в стані поставки відрізаються заготовки на токарному верстаті. Для отримання циліндричного стакану діаметром 28,2 мм, висотою 42,3 мм, товщиною дна та стінки відповідно 4 мм та 3,6 мм (рис. 5.1) заготовка має бути діаметром 28 мм та висотою 20 мм (рис. 5.2). Розрахунок заготовки проводиться таким чином: розраховують об'єм здеформованого металу:

$$V_{заг} = \left( \frac{\pi D^2}{4} - \frac{\pi d^2}{4} \right) (H - s), \quad (5.1)$$

де  $D$  – зовнішній діаметр циліндричного стакану або внутрішній діаметр матриці;  $d$  – внутрішній діаметр циліндричного стакану або діаметр пуансона;  $H$  – висота циліндричного стакану;  $s$  – товщина дна циліндричного стакану.

Отримавши об'єм, розраховуємо висоту заготовки:

$$h_{заг} = \frac{4V_{заг}}{\pi D^2} \quad (5.2)$$

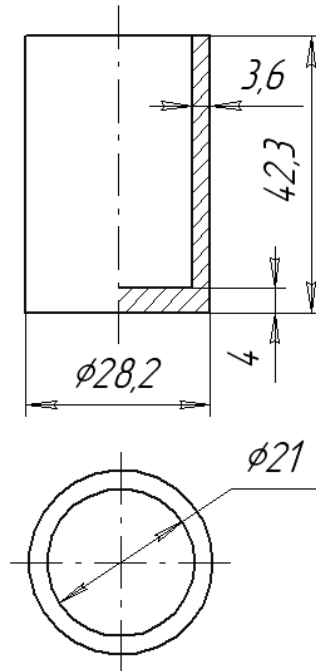


Рисунок 5.1 – Циліндричний стакан

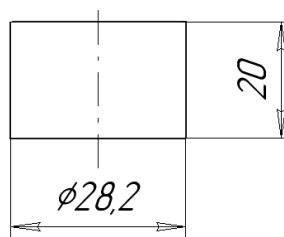


Рисунок 5.2 – Заготовка

Після відрізки проводиться вимірювання заготовки штангенциркулем ШЦ–І–125–0.1 ГОСТ 166–89). Безпосередньо перед дослідом метали піддавались відпалу. Умови відпалу для АД0: нагрівати до 500 °С протягом 1 години, потім охолоджувати разом з піччю. Умови відпалу для М1: нагрівати до 600 °С протягом 1 години, потім охолодити разом з піччю.

Дослідження процесу зворотного видавлювання проводилися на машині МС–500 (рис. 5.3) з використанням відповідного пристосування.



Рисунок 5.3 – Машина для досліджень на стиск МС–500

Технологічний процес зворотного видавлювання при формуванні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором та суть цього процесу описано в п. 3.2.2. Також в п. 3.2.2 обґрунтовано застосування гідростатичного підпору при зворотному видавлюванні, виходячи з розрахунків накопиченої інтенсивності деформацій та використаного ресурсу пластичності по меридіональному перерізу заготовки.

### **5.3 Рекомендації по удосконаленню процесів пластичної деформації при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах**

З результатів, отриманих в п. 4.1.2, випливає, що найсприятливішою схемою навантаження при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором є комбінована схема навантаження, яка полягає в наступному: при проходженні через перші волокна навантаження прикладається до хвостовика профільної (шліцьової) оправки, а через наступні – до зовнішнього штовхача, що давить на торець заготовки (див. рис. 4.5).

На основі аналізу немонотонності деформування, що призводить до збільшення граничної до руйнування деформації, а, відповідно, до зменшення використаного ресурсу пластичності рекомендується збільшити число переходів з чотирьох волок на сім.

За результатами поетапного формування внутрішніх шліцьових поверхонь в глухих отворах використаний ресурс пластичності з урахуванням третього інваріанту тензора напружень склав:  $0,84 \geq \psi \geq 0,5$ . Визначені області найбільш близькі до руйнування: поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні та поблизу зуба шліцьової поверхні. Для підвищення продуктивності цього процесу, зменшення використаного ресурсу пластичності та збільшення величини коефіцієнта заповнюваності шліцьового профілю, рекомендуємо перейти до схеми деформування з обмеженою осьюовою течією металу, а також проводити проміжний рекристалізаційний відпал з параметрами: температура 700 °С, швидкість нагріву менше 3град/хв., витримка 3–4 години, охолодження разом з піччю [113, 114].

Отримані в роботі результати з метою оцінки використаного ресурсу пластичності можуть бути застосовані для оцінки граничного формозмінення в подібних технологічних процесах для виробів, що виготовляються із інших марок сталей шляхом моделювання відповідних процесів. Це твердження основане на гіпотезі, широко підтвердженій в роботах [21, 115]. Сутність цієї гіпотези полягає в тому, що шляхи деформування частинок матеріалу в координатах  $\eta$  ( $e_u$ ) практично не залежать від властивостей матеріалу, а, відповідно, з'являється можливість моделювання подібних технологічних процесів з побудою діаграм пластичності інших матеріалів.

#### **5.4 Рекомендації з удосконалення процесів зворотного видавлювання**

Із результатів, отриманих в розділі 3, випливає, що використання гідростатичного підпору дозволило зменшити градієнт деформації майже в 4,0–5,0 разів, зменшити використаний ресурс пластичності та створити сприятливу схему напруженого стану.

З метою покращення схеми напруженого стану, її пом'якшення та підвищення граничного формозмінення рекомендується застосовувати гідростатичний підпор у вигляді елемента (рис. 5.4). Вкладиш з кіль-

цевою проточкою для реалізації гідростатичного підпору виготовляли з високолегованої інструментальної сталі Х12М та проводили термічну обробку загартовування.

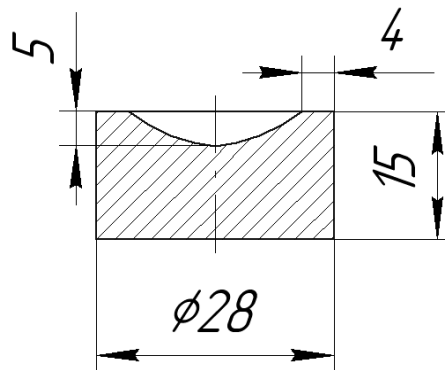


Рисунок 5.4 – Вкладиш з кільцевою проточкою для реалізації гідростатичного підпору

Нами запропоновано штамп для холодного зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором [106], в якому за рахунок нового виконання елементів досягається ліквідація областей ускладненої деформації в кутках матриці, зменшення залишкових напружень в металі, який деформується, та зменшення нерівномірності деформації, що приводить до підвищення стійкості інструмента та якості отриманих виробів.

Поставлена задача досягається за рахунок того, що в штампі для холодного зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором, який складається з пуансона, матриці і виштовхувача з плоским торцем, на торець пуансона, що оснащений приводом обертального руху, нанесено спіраль Архімеда, а заготовка і вкладиш мають кільцеві проточки для змащувальної рідини. В якості змащувальної речовини, як при схемі видавлювання без гідропідпору, так і з використанням гідростатичного підпору, на заготовки наноситься укринол 5/5. Кільцеву проточку вкладиша і заготовки наповнюють консистентним мастилом марки «Літол-24».

На рис. 5.5 схематично зображено запропонований штамп для холодного зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором.

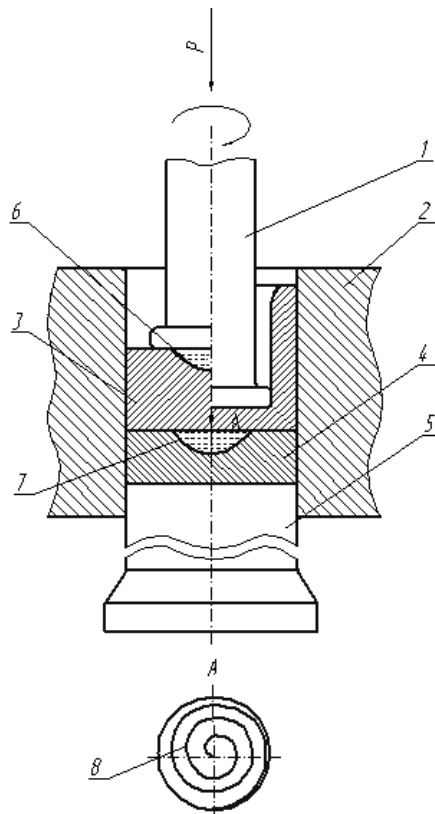


Рисунок 5.5 – Штамп для холодного зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором

Штамп для холодного зворотного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором складається із пуансона 1, на торці якого виконано спіраль Архімеда 8, матриці 2, дном якої служить виштовхувач (протипуансон) 5, на який встановлено вкладиш 4 з кільцевою проточкою 7, що служить для розміщення заготовки 3 з кільцевою проточкою 6.

Пристрій працює таким чином. Перед подачею заготовки 3 на торець вкладиша 4 та в кільцеву проточку 7 наносять технологічну змазку (змащувальну рідину).

Пуансон 1, з виконаною на його торці спіраллю Архімеда 8, впроваджується в заготовку 3, в кільцеву проточку 6 якої поміщено змащувальну рідину. Завдяки тому, що на торці пуансона 1 виконано спіраль Архімеда 8, а в кільцевій проточці 6 заготовки 3 знаходиться технологічна змазка, по мірі збільшення деформуючого зусилля відбувається вимушене переміщення металу в стінки виробу при раціональному використанні змащувальної рідини на внутрішній стінці виробу.



При цьому, завдяки змащувальній рідині, яка знаходиться в кільцевій проточці 7 вкладиша 4, відбувається змащення зовнішньої стінки виробу. За рахунок цього нерівномірність деформації помітно зменшується.

### **5.5 Промислове впровадження результатів досліджень**

Результати досліджень, отримані в роботі «Механіка процесів холодного пластичного деформування вісесиметричних заготовок з глухим отвором», впроваджені на виробничих підприємствах і науково-дослідних установах України.

Результати досліджень, виконані при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором, використані в Інституті надтвердих матеріалів ім. В. Н. Бакуля НАН України (м. Київ).

Проведено такі роботи:

1. Досліджено напружено-деформований стан та оцінено використаний ресурс пластичності при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором при різних схемах навантаження з метою вибору найсприятливішої схеми навантаження при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором. Згідно з отриманими результатами найраціональнішою схемою навантаження є комбінована схема.

2. Досліджено напружено-деформований стан при поетапному формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором.

3. На основі аналізу напружено-деформованого стану оцінено використаний ресурс пластичності з урахуванням показників напруженого стану, що включають в себе три інваріанти тензора і девіатора напружень, визначені області найбільш близькі до руйнування: поблизу центральної частини впадини шліцьової поверхні та поблизу зуба шліцьової поверхні.

4. Дано практичні рекомендації щодо удосконалення технологічного процесу формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором.

Конкретно вказані дослідження проводились стосовно виробу ведучого валу 41344 227 00 АТ сервокерування керма тихохідних ма-

шин, що випускаються фірмою M+\$ HYDRAULIC м. Казанлик, Болгарія.

Результати досліджень, виконаних в умовах зворотного видавлювання без застосування гідростатичного підпору та з використанням останнього при формуванні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором, впроваджені та використані для виготовлення дослідної партії у відкритому акціонерному товаристві завод «Будмаш» (м. Вінниця).

Проведено такі роботи:

1. Розроблено елемент штампу – вкладиш з кільцевою проточкою для зворотного холодного видавлювання циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором, використання якого дозволяє усунути недоліки, пов'язані із нерівномірним розподілом деформацій в куточках матриці та при контакті пуансона із заготовкою.

2. Досліджено напружено-деформований стан та деформованість заготовок в умовах зворотного видавлювання без застосування гідростатичного підпору та з використанням останнього при формуванні циліндричних заготовок типу «стакан» з глухим отвором.

3. Встановлено, що використання гідростатичного підпору за запропонованою схемою зворотного видавлювання, у порівнянні зі схемою без гідропідпору, дозволило не тільки зменшити ступінь використаного ресурсу пластичності, а й отримати більш рівномірний його розподіл.

## ВИСНОВКИ

В монографії розглянуто дослідження процесів холодного пластичного деформування, що супроводжуються об'ємною схемою напруженого стану. Роботу спрямовано на вирішення актуальних завдань машинобудівного виробництва – забезпечення якості готових виробів та підвищення коефіцієнту використання металу. В результаті проведених досліджень досягнута поставлена мета роботи – підвищено якість вісесиметричних заготовок з глухим отвором, отриманих зворотним видавлюванням та формуванням внутрішніх шліцьових поверхонь.

Отримано такі основні результати:

1. На основі аналізу технологій холодного пластичного деформування показана недостатність експериментальних даних про вплив об'ємності схеми напруженого стану на пластичність деформованих металів. Тому необхідне удосконалення методів досліджень і проектування технологічних процесів для яких характерна однотипність схеми напруженого стану, а також обґрунтування вибору показників, що безпосередньо описують вплив історії навантаження на пластичність при об'ємному напруженому стані.

2. Уточнено метод розрахунку напружено-деформованого стану при зворотному видавлюванні при створенні математичної моделі, що базується на розв'язанні системи диференціальних рівнянь рівноваги для вісесиметричної деформації, умови пластичності, а також функцій, які за своєю будовою близькі до функцій току. Встановлено вплив схеми та основних параметрів процесу зворотного видавлювання на ступінь використання та розподіл використаного ресурсу пластичності по об'єму заготовки, що деформується. При збільшенні відношення радіуса матриці до радіуса пуансона від 1,4 до 1,55 величина використаного ресурсу пластичності зменшується на 28 %. Такий підхід використано для вибору раціональних параметрів процесу на стадії його проектування.

3. Розроблено експериментально-розрахунковий метод визначення напружено-деформованого стану при зворотному видавлюванні,

що включає в себе метод ділільних сіток, систему диференціальних рівнянь рівноваги для вісесиметричної деформації, інтегральне рівняння рівноваги, а також враховує зміцнення металу.

4. Удосконалено метод оцінки деформованості заготовок при об'ємному напруженому стані, який має місце при зворотному видавлюванні, шляхом використання поверхні граничних деформацій замість діаграм пластичності, що дозволило уточнити розрахунок використаного ресурсу пластичності.

5. Досліджено напружено-деформований стан в новому технологічному процесі формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором. Удосконалено метод оцінки деформованості виробів в процесі формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором шляхом врахування об'ємності схеми напруженого стану, використовуючи вплив третього інваріанта тензора напружень на пластичність, що дозволило підвищити точність розрахунків використаного ресурсу пластичності на 25 %. Інформація про використаний ресурс пластичності дозволила рекомендувати найсприятливішу схему навантаження при формуванні внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором – комбіновану (яка враховує характер прикладання навантаження), введення проміжних відпалів в процесі формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором, а також рекомендувати перехід до схеми деформування з обмеженою осьовою течією металу.

6. Розроблено метод побудови діаграм пластичності, що враховує особливості локалізації деформації при випробуванні матеріалів на розтяг. Метод базується на аналізі напружено-деформованого стану в шийці розтягнутого зразка в області локалізації деформації без добування гіпотези Хаара–Кармана і дозволяє визначити граничні деформації при розтягу пластичних матеріалів.

7. Розроблено елемент штампу (вкладиш з кільцевою проточкою) для зворотного холодного видавлювання виробів типу «стакан» з глухим отвором, за допомогою якого створюються умови гідростатичного тиску, внаслідок чого зменшується ступінь використаного ресурсу пластичності (на 40...50 %) і градієнт деформації (в 4–5 разів), що по-

кращує якість отримуваних заготовок і технологічну спадковість готових виробів.

8. Результати дослідження напружено-деформованого стану в процесах зворотного видавлювання при виготовленні циліндричних виробів типу «стакан» з глухим отвором та формування внутрішніх шліцьових поверхонь з глухим отвором, представлених у вигляді шляхів деформування в небезпечних областях, дозволяють рекомендувати моделювання вказаних процесів для інших матеріалів з відомою діаграмою пластичності.

9. Сформовані моделі досліджуваних матеріалів, параметри яких уточнені шляхом дослідження закономірностей накопичення пошкоджень при механічних випробуваннях.

Описані в монографії дослідження можуть бути використані для розробки нових технологічних процесів та вдосконалення існуючих.

Необхідність запропонованої роботи обумовлена тим, що інженер-технолог ще на стадії проектування подібних технологічних процесів може забезпечити сприятливу технологічну спадковість виробів, а отже і їх якість, та підвищити ефективність виробництва.

Автори сподіваються, що запропонована монографія дозволить розв'язувати перераховані актуальні практичні задачі, а також буде основою для подальшого розвитку викладеного наукового напрямку.

## ЛІТЕРАТУРА <sup>1</sup>

1. Фаворский В. Е. Холодная штамповка выдавливанием / В. Е. Фаворский. – 2-е изд., переработанное и дополненное. – М. : Машиностроение, 1966. – 159 с.
2. Филимонов Ю. Ф. Штамповка прессованием / Ю. Ф. Филимонов, Л. А. Позняк // Современное состояние кузнечно-штамповочного производства. – М. : Машиностроение, 1964. – 188 с.
3. Howard F. Cold Extrusion of Steel / F. Howard, H. Dennison, N. Angus // Sheet metal Industries. – 1961. – Vol. 38, No. 410.
4. Friedewald H. J. Richtlinien für die Konstruktion vorgespannter Fließ- und Strangtretwerkzeuge / H. J. Friedewald. // Werkstatttechnik, – H. 1. – 1959.
5. Feldman H. D. Entwicklung und Stand der Maschinen und Einrichtungen, für das Kaltschmieden / H. D. Feldman // Draht. – 1961. – No. 9. – P. 11–12.
6. Poulsen S. C. The cold Extrusion of Steel / S. C. Poulsen // Machinery (L). – 1960. – Vol. 97, No. 2503.
7. May O. Cold extrusion of small symmetrical and Asymmetrical Components / O. May // Machinery (L). – 1960. – Vol. 97, No. 2509.
8. А. с. 173107 СССР, МКИ В 27 J 5/12. Способ выдавливания металлических изделий / Ю. П. Можейко, Н. К. Розенталь. – № 807016/25–27 ; опубл. 07.12.62, Бюл. № 18. – 2 с.
9. А. с. 677800 СССР, МКИ В 21 J 13/02. Штамп для выдавливания полых деталей / М. И. Поксеваткин, М. А. Седешев (СССР). – № 2541392/25–27 ; заявл. 09.11.77 ; опубл. 05.08.79, Бюл. № 29. – 2 с.
10. Антонюк Ф. И. Точность холодной объемной штамповки, выполняемой на кривошипных прессах с упорами и без упоров / Ф. И. Антонюк, Е. Н. Ланской // КШП. ОМД. – 2003. – № 11. – С. 18–24.
11. Антонюк Ф. И. Точность холодной объемной штамповки, выполняемой на кривошипных прессах с упорами и без упоров / Ф. И. Антонюк, Е. Н. Ланской // КШП. ОМД. – 2004. – № 1. – С. 19–29.

---

<sup>1</sup> Нікітіну І. Ю. вважати Кириця І. Ю. у зв'язку з одруженням і зміною прізвища.

12. Выдавливание деталей типа стаканов с тонким дном / В. А. Евстратов, О. М. Иванов, В. И. Рудь, М. М. Шевченко // КШП. ОМД. – 1990. – № 10. – С. 31–32.
13. Кацев П. Г. Обработка протягиванием : справочник / П. Г. Кацев. – М. : Машиностроение, 1986. – 272 с.
14. Кацев П. Г. Протяжные работы : учеб. пособие для обучения рабочих на производстве / П. Г. Кацев – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Высш. шк., 1985. – 191 с.
15. Пронкин Н. Ф. Протягивание труднообрабатываемых материалов / Н. Ф. Пронкин. – М. : Машиностроение, 1978 – 119 с.
16. Олифиренко М. И. Прогрессивные процессы зубодолбления / М. И. Олифиренко. – К. : Техника, 1988. – 190 с.
17. Атрошенко А. П. Горячая штамповка труднодеформируемых материалов / А. П. Атрошенко, В. И. Федоров. – Л. : Машиностроение, 1979. – 287 с.
18. Кириця І. Ю. Процес формування внутрішніх шліцевих поверхонь у глухих отворах методом холодного пластичного деформування / І. Ю. Кириця // Вісник Хмельницького національного університету. – 2007. – № 1. – С. 34–37.
19. Розенберг О. А. Формообразования шлицевых отверстий в трубных заготовках методом холодного пластического деформирования / О. А. Розенберг, Б. П. Траченко // Технология и организация производства. – 1991. – № 2. – С. 20–23.
20. Дель Г. Д. Синтез экспериментальных методов исследования напряженного состояния в пластической области / Г. Д. Дель // Изв. Томского политехнического института. – 1966. – Т. 147.
21. Огородников В. А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В. А. Огородников. – К. : УМК ВО, 1989. – 152 с.
22. Смирнов-Аляев Г. А. Механические основы пластической обработки металлов / Г. А. Смирнов-Аляев. – Л. : Машиностроение, 1968. – 271 с.
23. Штерн М. Б. Особенности плоской деформации уплотняемых материалов / М. Б. Штерн // Порошковая металлургия. – 1982. – № 3. – С. 14–21.
24. Феноменологические теории прессования порошков / [М. Б. Штерн, Г. Г. Сердюк, Л. А. Максименко и др.]. – К. : Наукова думка, 1982. – 140 с.

25. Ильюшин А. А. Об одной теории длительной прочности / А. А. Ильюшин // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. – 1967. – № 3. – С. 21–25.
26. Малинин Н. Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н. Н. Малинин. – М. : Машиностроение, 1975. – 400 с.
27. Сивак И. О. Пластичность металлов при холодной пластической деформации / И. О. Сивак // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2000. – С. 171–187.
28. Михалевич В. М. Тензорні моделі накопичення пошкоджень / В. М. Михалевич // Вінниця : УНІВЕРСУМ-Вінниця, 1998. – 195 с.
29. Качанов Л. М. Основы теории пластичности / Л. М. Качанов. – М. : Наука, 1969. – 420 с.
30. Давиденков Н. Н. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца / Н. Н. Давиденков, Н. И. Спиридонова // Заводск. лабор. – 1945. – Т. 11, № 6. – С. 83–93.
31. Хаар А. К теории напряженных состояний в пластических и сыпучих средах / А. Хаар и Т. Карман // Теория пластичности, 1948. – 120 с.
32. Феодосьев В. И. Соппротивление материалов / В. И. Феодосьев. – М. : Наука, 1974. – 559 с.
33. Огородников Виталий Антонович. Экспериментально-аналитическое исследование осесимметричной пластической деформации : дис. ... канд. техн. наук : 05.03.05 / Огородников Виталий Антонович. – Томск, 1969. – 131 с.
34. Унксов Е. П. Инженерная теория пластичности / Е. П. Унксов. – М. : Машиностроение, 1959. – 328 с.
35. Алиев И. С. Генерирование и кодирование технологических схем холодного выдавливания / И. С. Алиев, К. Крюгер, К. Д. Махмудов // Сборник научных трудов ДГМА. – 1999. – С. 52–57.
36. Алиев И. С. Поиск и классификация новых технологических способов выдавливания / И. С. Алиев // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2000. – С. 207–212.
37. Шамарин Ю. Е. Высокопроизводительные методы обработки металлов давлением / Ю. Е. Шамарин, В. Г. Лис, М. М. Подоровская. – К. : Техника, 1991. – 102 с.



38. Скрыбин С. А. Изготовление поковок из алюминиевых сплавов горячим деформированием / С. А. Скрыбин. – К. : КВІЦ., 2004. – 346 с.
39. Кухарь В. В. Аналитическое определение граничных технологических параметров при профилировании заготовки осадкой с потерей устойчивости / В. В. Кухарь, К. К. Диамантопуло // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2000. – С. 196 – 199.
40. Мартиросян Ф. А. Определение поля напряжений и размеров очага пластических деформаций при обратном выдавливании / Ф. А. Мартиросян // Изв. ВУЗов. Машиностроение. – 1966. – № 10. – С. 147–154.
41. Воронцов А. Л. Напряженное состояние заготовки при обратном выдавливании анизотропного материала / А. Л. Воронцов // Изв. ВУЗов. Машиностроение. – 1980. – № 11. – С. 108–111.
42. Огородников В. А. Напряженно-деформированное состояние при формировании внутреннего шлицевого профиля методом обжатия на оправке / В. А. Огородников, И. Г. Савчинский, О. В. Нахайчук // Тяжелое машиностроения. – 2004. – № 12. – С. 31–33.
43. Колмогоров В. Л. Зависимость пластичности сталей от гидростатического давления / В. Л. Колмогоров, В. Ф. Шимшицев // Физика металлов и металловедение. – 1966. – Т. 21, № 6. – С. 910–912.
44. Томленов А. Д. Теория пластического деформирования металлов / А. Д. Томленов. – М. : Metallurgy, 1972. – 408 с.
45. Джонсон У. Теория пластичности для инженеров / У. Джонсон, П. Б. Мелор. – М. : Машиностроение, 1979. – 567 с.
46. Смирнов-Аляев Г. А. Технологические задачи теории пластичности / Г. А. Смирнов-Аляев, В. М. Розенберг. – Л. : Лениздат, 1951. – 265 с.
47. Зибель Э. Обработка металлов в пластическом состоянии / Э. Зибель. – М.–Л., ОНТИ, 1934. – 134 с.
48. Соколовский В. В. Теория пластичности / В. В. Соколовский. – М. : Высшая школа, 1969. – 608 с.
49. Исследования пластичности металлов под гидростатическим давлением / [А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, В. Ф. Шишминцев, Ю. А. Аксенов] // Физика металлов и металловедение. – 1978. – Т. 45. – Вып. 5. – С. 1089–1094.
50. Важенцев Ю. Г. Прочность и пластичность материалов под гидростатическим давлением / Ю. Г. Важенцев. – Томск : ТПИ, 1978. – 87 с.

51. Бриджмен П. Исследование больших пластических деформаций и разрыва. Влияние высокого гидростатического давления на механические свойства материалов / П. Бриджмен. – М. : Издательство иностранной литературы, 1955. – 444 с.

52. Пластичность и твёрдость твёрдых тел при высоких давлениях / [Б. И. Береснев, Е. Д. Мартынов, К. П. Родионов и др.]. – М. : Наука, 1970. – 100 с.

53. Некоторые вопросы больших пластических деформаций металлов при высоких давлениях / [Б. И. Береснев, Л. Ф. Верещагин, Ю. Н. Рябинин, Л. Д. Лифшиц]. – М. : АН СССР, 1960. – 175 с.

54. Пью Х. Механические свойства материалов под давлением / Х. Пью, Э. Эндлер // Успехи механики деформируемых сред. – М. : Наука, 1975. – С. 75–80.

55. Богатов А. А. Ресурс пластичности металлов при обработке давлением / А. А. Богатов, О. И. Мижирицкий, С. В. Смирнов. – М. : Metallurgia, 1984. – 144 с.

56. Пластичность и разрушение / [В. Л. Колмогоров, А. А. Богатов, Б. А. Мигачёв и др.] ; под. ред. В. Л. Колмогорова. – М : Metallurgia, 1977. – 336 с.

57. Богатов А. А. Теория разрушения металлов при обработке давлением / А. А. Богатов // Обработка металлов давлением. – Свердловск : УПИ им. С. М. Кирова. – 1982. – С. 15–23.

58. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов : в 3 т. / С. И. Губкин – М. : Изд. лит. по чёрной и цветной металлургии, 1961. – Т.1 : Физико-механические основы пластической деформации. – 376 с.

59. Бабичков В. А. Об экспериментальных теоретических основаниях механической теории прочности / В. А. Бабичков // Труды МИИТ. – М. : Трансжелдориздат. – 1951.

60. Сопротивление деформации и пластичность металлов при обработке давлением / В. С. Смирнов, А. К. Григорьев, В. П. Пакудин, Б. В. Садовников. – М. : Metallurgia, 1975. – 272 с.

61. Дель Г. Д. Критерий деформируемости металлов при обработке давлением / Г. Д. Дель, В. А. Огородников, В. Г. Нахайчук // Изв. вузов. Машиностроение. – 1975. – № 4. – С. 135–140.

62. Огородников В. А. Оценка деформируемости металлов при обработке давлением / В. А. Огородников. – К. : Вища школа. Головное изд-во, 1983. – 175 с.

63. Огородников В. А. Энергия. Деформация. Разрушение (задачи автотехнической экспертизы) / В. А. Огородников, В. Б. Киселев, И. О. Сивак. – Вінниця : УНІВЕРСУМ-Вінниця, 2005. – 204 с.

64. Огородников В. А. Влияние гидростатического давления на пластичность металлов / В. А. Огородников // Физика и техника высоких давлений. – 2007. – Т. 17, № 2. – С. 710.

65. Calibration and evaluation of seven fracture models / [T. Wierzborski, Y. Bao, Y. – W. Lee, Y. Bai] // International Journal of Mechanical Sciences. – 2005. – No. 47. – P. 719–743.

66. Wierzborski T. On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture. Impact and Crashworthiness Lab Report / T. Wierzborski, L. Xue // International Journal of Fracture, submitted for publication. – 2005. – № 136.

67. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г. А. Смирнов-Аляев. – Л. : Машиностроение, 1978. – 368 с.

68. Дель Г. Д. Пластичность деформированного металла / Г. Д. Дель // Физика и техника высоких давлений. – 1983. – № 11. – С. 28–32.

69. Огородников В. А. Приложение теории деформируемости к решению задач механики формирования внутреннего шлицевого профиля обжатием на оправке / В. А. Огородников, О. В. Нахайчук, В. И. Музычук // Прогрессивные технологии и оборудование кузнечно-штамповочного производства. – М. : МГТУ «МАМИ». – 2003. – С. 66–75.

70. Перлин И. Л. Теория прессования металлов / И. Л. Перлин, Л. Х. Райтбарг. – М. : Металлургия, 1975. – 448 с.

71. Прозоров Л. В. Прессование стали и тугоплавких сплавов / Л. В. Прозоров. – М. : Машиностроение, 1969. – 244 с.

72. Лоде В. Влияние среднего главного напряжения на текучесть металлов / В. Лоде // Теория пластичности : сб. статей. – М. : Государственное изд-во ИЛ. – 1948. – С. 168–205.

73. Пашков П. О. Пластичность и разрушение металлов / П. О. Пашков. – Л. : Судпромгаз, 1950. – 325 с.

74. Ренне И. П. Исследование деформационного состояния методом координатной сетки при сложном нагружении / И. П. Ренне // Прогрессивная технология холодно-штамповочного производства. – М. : ЛОНИТОМАШ, Машгиз. – 1956. – Кн. 40.

75. Ренне И. П. Обобщение метода обработки результатов искажения делительной сетки, предложенного П. О. Пашковым, для исследо-

вания процессов сложного деформирования / И. П. Ренне // Технология машиностроения. Исследования в области пластических деформаций и обработки металлов давлением. – Тула : Приокское изд-во, 1967. – Вып. 1. – С. 233–240.

76. Мейз Д. Теория и задачи механики сплошных сред / Д. Мейз. – М. : Мир, 1974. – 319 с.

77. Tomita Masakaru. Analysis of forward extrusion by grid method. Application of Lagrange's method of undermined multipliers / Masakaru Tomita // ISME Int. J. mech. sci. – 1987. – No. 30. – P. 242–247.

78. Дмитриев А. М. Выбор коэффициентов трения для расчетов технологических параметров штамповки выдавливанием / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов // КШП. ОМД. – 2004. – № 1. – С. 23–26.

79. Дмитриев А. М. Расчет накопленных деформаций при выдавливании полых цилиндрических деталей / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов // КШП. ОМД. – 2004. – № 3. – С. 3–9.

80. Дмитриев А. М. Расчет накопленных деформаций при выдавливании полых цилиндрических деталей / А. М. Дмитриев, А. Л. Воронцов // КШП. ОМД. – 2004. – № 4. – С. 7–13.

81. Семенов Е. И. К вопросу исследования обратного выдавливания цилиндрическим пуансоном с плоским торцом / Е. И. Семенов, В. Е. Снимщиков // КШП. ОМД. – 1991. – № 6. – С. 7–8.

82. Bernhardt E. O. Die Microhartepzufung. Anwendungbeispiele aus der Technologie der Kraftverformung / E. O. Bernhardt // Zeit. Des VDI. – 1940. – Bd. 84, IV 39.

83. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Часть первая. Деформация и разрушение / Я. Б. Фридман. – М. : Машиностроение, 1974. – 472 с.

84. Розенберг А. М. Твердость и напряжение в пластически деформированном теле / А. М. Розенберг, Л. А. Хворостухин // Журнал технической физики. – 1955. – Т. XXV, вып. 2. – С. 313–322.

85. Розенберг А. М. Элементы теории процесса резания металлов / А. М. Розенберг, А. Н. Еремин. – М. : Машгиз, 1956.

86. Дель Г. Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости / Г. Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1971. – 200 с.

87. Дель Г. Д. Твердость деформированного металла / Г. Д. Дель // Изв. АН СССР. Металлы. – 1967. – № 4.

88. Дель Г. Д. Технологическая механика / Г. Д. Дель. – М. : Машиностроение, 1978. – 174 с.
89. ГОСТ 2999–75. Металлы. Метод измерения твердости алмазной пирамидкой по Виккерсу. – Взамен ГОСТ 2999–59 ; Введ. 28.07.1975. – М. : Изд-во стандартов, 1975. – 25 с.
90. Ильюшин А. А. Пластичность / А. А. Ильюшин. – М. : Издательство МГУ, 1990. – 310 с.
91. Смирнов-Аляев Г. А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г. А. Смирнов-Аляев. – Л. : Машиностроение, 1977. – 462 с.
92. Губкин С. И. Пластическая деформация металлов. Физико-механические основы пластической деформации / С. И. Губкин. – М. : Metallurgizdat, 1961. – 376 с.
93. 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.
94. Огородников В. А. Зависимость пластичности металлов от градиента пластических деформаций / В. А. Огородников, И. О. Сивак. // Изв. АН СССР. Металлы. – 1978. – № 6. – С. 169–174.
95. Огородников В. А. Диаграммы пластичности и особенности их построения / В. А. Огородников, И. Ю. Кирица, В. И. Музычук // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2006. – С. 251–255.
96. Румшицкий Л. З. Математическая обработка результатов эксперимента / Л. З. Румшицкий. – М. : Наука, 1971. – 192 с.
97. Металловедение и термическая обработка стали : справочник в 3-х т. / под ред. М. Л. Бернштейна, А. Г. Рахштадта. – 4-е изд., переработанное и доп. – М. : Металлургия, 1991. – Т. 1. Методы испытаний и исследования. – 304 с.
98. Огородников В. А. Исследование пластичности и разрушение материалов в процессах объемного формоизменения : дис... д-ра техн. Наук : 05.03.05 / Огородников Виталий Антонович. – Винница, 1978. – 426 с.
99. Ренне И. П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки / И. П. Ренне. – Тула : ТПИ, 1970. – 146 с.

100. Сивак И. О. Поверхность предельной пластичности / И. О. Сивак // Удосконалення процесів та обладнання обробки тиском у машинобудуванні та металургії. – Краматорськ : ДДМА, 1999. – С. 9–15.

101. Сивак И. О. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / И. О. Сивак, К. И. Коцюбивская // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. праць. – Краматорськ, 2007. – С. 74–76.

102. Огородников В. А. Определение напряженно - деформированного состояния и деформируемости заготовок при обратном выдавливании / В. А. Огородников, И. О. Сивак, И. Ю. Кирица // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. праць. – Краматорськ, 2005. – С. 152–158.

103. Кирица И. Ю. Оценка деформируемости заготовок при обратном выдавливании / И. Ю. Кирица // Застосування теорії пластичності в сучасних технологіях обробки тиском і автотехнічних експертизах : матеріали міжнар. науково-технічної конференції: (29 травня–1 черв. 2006 р., м. Вінниця). – Вінниця, 2006. – С. 117–119.

104. Овчинников А. Г. Основы теории штамповки выдавливанием на прессах / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1983. – 200 с.

105. Евстратов В. А. Теория обработки металлов давлением / В. А. Евстратов. – Харьков : Высшая школа, 1981. – 248 с.

106. Пат. 14662 А Україна, МПК<sup>7</sup> В 21 J 13/02. Штамп для холодного зворотного видавлювання порожнистих виробів типу стакан / В. А. Огородніков, І. О. Сивак, І. Ю. Кирица, заявник і патентовласник Вінницький національний технічний університет. – № 11932 ; заявл. 12. 12. 2005 ; опубл. 15.05.2006., Бюл. № 5.

107. Ренне И. П. Экспериментальные методы исследования пластического формоизменения в процессах обработки металлов давлением с помощью делительной сетки / И. П. Ренне. – Тула : ТПИ, 1970. – 146 с.

108. Нікітіна І. Ю. (Кирица І. Ю.) Дослідження кінематики процесу оберненого видавлювання / І. Ю. Нікітіна (І. Ю. Кирица) // XXXII наук.-тех. конференція проф.-виклад. складу, співробітників та студентів університету з участю працівників наук.-дослід. орг. та інженерно-тех. працівників підприємств м. Вінниці та області, 21–24 березня. 2003 р. – Вінниця, 2003. – С. 186.

109. Сивак І. О. Деформовність заготовок в процесі оберненого видавлювання / І. О. Сивак, І. Ю. Нікітіна (І. Ю. Кириця) // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 2004. – № 6. – С. 70–73.

110. Нікітіна І. Ю. (Кириця І. Ю.) Напружений стан при оберненому видавлюванні циліндричних заготовок / І. Ю. Нікітіна (І. Ю. Кириця) // XXXIII наук.-тех. конференція проф.-виклад. складу, співробітників та студентів університету з участю працівників наук.-дослід. орг. та інженерно-тех. працівників підприємств м. Вінниці та області, присвячена 80-річчю професора І. В. Кузьміна, 21–24 березня. 2004 р. – Вінниця, 2004. – С. 140.

111. Розенберг О. А. Деформируемость металла при формировании внутренних шлицевых поверхностей в глухих отверстиях методом холодного пластического деформирования (Сообщение 1) / О. А. Розенберг, С. Ф. Студенец, В. В. Мельниченко, И. Ю. Кирица // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії : зб. наук. праць. – Краматорськ, 2007. – № 1(7). – С. 117–120.

112. Кириця І. Ю. Механика формирования внутренних шлицевых поверхностей в глухих отверстиях холодным редуцированием / И. Ю. Кирица // Розвиток методів розрахунку, удосконалення технологій та обладнання процесів обробки металів тиском : науково-практична конференція присвячена пам'яті В. Ф. Потапкіна, 25–28 квітня 2007 р. – Краматорськ, 2007. – С. 73.

113. Технология металлов и материаловедение / [Б. В. Кнорозов, Л. Ф. Усова, А. В. Третьяков и др.] ; под. ред. Б. В. Кнорозова. – М. : Металлургия, 1987. – 800 с.

114. Музичук В. І. Дослідження впливу рекристалізаційного відпалу на відновлення запасу пластичності виробу при формуванні внутрішнього шлицьового профілю / В. І. Музичук // Сучасна аграрна наука: напрями досліджень, стан і перспективи : збірник матеріалів IV міжвузівської НПК аспірантів. – Вінниця : ВДАУ, 2004. – С. 221–224.

115. Моделирование напряженного состояния в процессах объемного формоизменения на основании гипотезы о подобии путей деформирования / В. А. Огородников, М. А. Рвачев, В. Д. Покрас, О. Л. Гайдамак // Кузнечно-штамповочное производство. – 1991. – № 11. – С. 2–4.

*Наукове видання*

**Огородніков Віталій Антонович**

**Кириця Інна Юріївна**

**Перлов Віктор Євгенійович**

**МЕХАНІКА ПРОЦЕСІВ ХОЛОДНОГО ПЛАСТИЧНОГО  
ДЕФОРМУВАННЯ ВІСЕСИМЕТРИЧНИХ ЗАГОТОВОК  
З ГЛУХИМ ОТВОРОМ**

Монографія

Редактор С. Могила

Оригінал-макет підготовлено І. Кирицею

Підписано до друку 12.10.2015 р.

Формат 29,7×42¼. Папір офсетний.

Гарнітура Times New Roman.

Друк різнографічний. Ум. др. арк. 9,47.

Наклад 300 (1-й запуск 1–75) пр. Зам № В2015-32

Вінницький національний технічний університет,

КІВЦ ВНТУ,

21021, м. Вінниця, Хмельницьке шосе, 95,

ВНТУ, ГНК, к. 114.

Тел. (0432) 59-85-32.

**publish.vntu.edu.ua**; *email*: kivc.vntu@gmail.com.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи

серія ДК № 3516 від 01.07.2009 р.

Віддруковано ФОП Барановська Т. П.

21021, м. Вінниця, вул. Порики, 7.

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи

серія ДК № 4377 від 31.07.2012 р.